

Daniel Carlos Oro

**DETERMINAÇÃO DE VALORES DOS PARÂMETROS DE
GERADORES SÍNCRONOS EM REGIME PERMANENTE
USANDO METODOLOGIAS ANALÍTICA, POR ELEMENTOS
FINITOS E EXPERIMENTAL**

Dissertação submetida ao Programa de
Pós-Graduação em Engenharia Elétrica
da Universidade Federal de Santa
Catarina para obtenção do Grau de
Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. Dr. Mauricio
Valencia Ferreira da Luz.

Coorientador: Prof. Dr. Jean Viane
Leite.

Florianópolis
2017

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor, através
do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária
da UFSC.

Oro, Daniel Carlos

Determinação de Valores dos Parâmetros de
Geradores Síncronos em Regime Permanente Usando
Metodologia Analítica, por Elementos Finitos e
Experimental / Daniel Carlos Oro ; orientador,
Maurício Valencia Ferreira da Luz, coorientador,
Jean Vianeí Leite, 2017.

154 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de
Santa Catarina, Centro Tecnológico, Programa de Pós
Graduação em Engenharia Elétrica, Florianópolis, 2017.

Inclui referências.

1. Engenharia Elétrica. 2. Máquinas
Elétricas. 3. Geradores Síncronos. 4. Parâmetros
de Máquinas Elétricas. I. da Luz, Maurício
Valencia Ferreira. II. Leite, Jean Vianeí. III.
Universidade Federal de Santa Catarina. Programa
de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica. IV.
Título.

Daniel Carlos Oro

**DETERMINAÇÃO DE VALORES DOS PARÂMETROS DE
GERADORES SÍNCRONOS EM REGIME PERMANENTE
USANDO METODOLOGIAS ANALÍTICA, POR ELEMENTOS
FINITOS E EXPERIMENTAL**

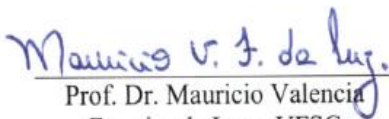
Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Elétrica, Área de Concentração *Eletromagnetismo e Dispositivos Eletromagnéticos*, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Santa Catarina

Florianópolis, 26 de abril de 2017

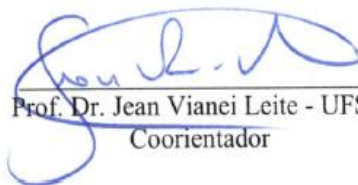


Prof. Dr. Marcelo Lobo Heldwein

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica



Prof. Dr. Mauricio Valencia
Ferreira da Luz - UFSC
Orientador



Prof. Dr. Jean Vianei Leite - UFSC
Coorientador

Banca Examinadora:



Prof. Dr. Nelson Joao Batistella - UFSC



Prof. Dr. Pedro Armando da Silva Júnior - IFSC



Prof. Dr. Sandro Carlos Lima - IFSC

Teoria e Prática são a mesma coisa?
Teoria e Prática serão iguais apenas
no momento em que o
conhecimento sobre a teoria for tão
bom quanto o conhecimento sobre a
prática.

AGRADECIMENTOS

Gostaria de expressar meus sinceros agradecimentos às pessoas que de alguma forma contribuíram para a realização desta dissertação.

Primeiramente aos meus pais e ao meu irmão, Carlos Oro, Vera Oro e Iohann Oro, por toda dedicação, apoio e amizade que sempre tiveram. Muito obrigado por me proporcionar a melhor coisa que a família pôde me dar: educação, iniciativa e força de vontade.

A minha família, tios, tias, primos e avós, pelo suporte e exemplo de vida.

A minha companheira Ana Paula, pela sua paciência, companheirismo e apoio durante este período.

Ao professor e amigo Mauricio Valencia Ferreira da Luz por suportar minhas excentricidades e pelas várias horas de discussão durante o mestrado.

Ao professor e coorientador Jean Vianeí Leite pelo auxílio e discussão nos resultados experimentais.

Aos professores do Grupo de Conceção e Análise de Dispositivos Eletromagnéticos (GRUCAD), agradeço pelo auxílio e compreensão neste período.

Aos colegas de laboratório de tantas discussões durante o almoço no RU: Claudio, Bruno, Morgana, Kleiton, Carlos, Ricardo, Thiago, Fabio, Helton, Benjamin, Nelson, Cristian e Indiara.

A banca examinadora, por sua disponibilidade e sugestões.

A UFSC, a CAPES e ao CNPq pelo provimento de bolsas e recursos no programa de pós-graduação.

Por fim, porém não menos importante, deve-se ressaltar as equipes que forneceram suporte à realização do trabalho, sem as quais não seria possível a sua realização: a empresa WEG Equipamentos Elétricos S/A por fornecer todos os dados do gerador; a equipe responsável pelo Laboratório de Máquinas Elétricas da UFSC pelos testes realizados no gerador; e a equipe do laboratório LAESP da UFSC por fornecer os equipamentos para testes e pelo auxílio teórico durante o levantamento e a análise dos parâmetros experimentais.

RESUMO

Os Geradores Síncronos Trifásicos de Polos Salientes (GSTPS) são equipamentos de grande importância para o ramo de geração de energia elétrica estando amplamente consolidados na área de sistemas elétricos de potência. O desempenho desta máquina pode ser analisado através de um conjunto de parâmetros que permite a modelagem da mesma. Este trabalho tem como objetivo determinar os valores dos parâmetros de circuito equivalente e dos parâmetros elétricos em regime permanente de GSTPS. Apresenta-se a comparação e a análise dos valores dos parâmetros de GSTPS obtidos por metodologia analítica, simulação numérica via método de elementos finitos (MEF) e através de ensaios experimentais definidos em normas. Os resultados por metodologia analítica e MEF são obtidos através de dados de projeto e os resultados experimentais são obtidos através dos ensaios realizados na máquina real. Inicialmente, apresentam-se as equações para o cálculo analítico e é desenvolvida uma metodologia de cálculo de GSTPS. Posteriormente, apresentam-se os ensaios experimentais realizados para a obtenção dos valores dos parâmetros da máquina. Em seguida, apresenta-se a comparação dos valores dos parâmetros calculados analiticamente e via MEF. Por fim, os valores dos parâmetros obtidos analiticamente, pelo MEF e através de ensaios são comparados, sendo que os resultados apresentam-se coerentes. A análise dos resultados apresenta as possíveis causas de discordâncias, além da verificação experimental dos conceitos de cálculo analítico de GSTPS.

Palavras-chave: Máquinas Elétricas, Geradores Síncronos, Parâmetros de Máquinas Elétricas.

ABSTRACT

Three-phase salient-pole synchronous generators (GSTPS, in Portuguese) have a great importance to the field of electric power generation and are widely consolidated in the area of electric power systems. The performance of these machines can be analyzed through a set of parameters that allow its modeling. This work aims at the determination of the equivalent circuit parameters and other electrical parameters at of GSTPS steady-state. These parameter values are obtained through three approaches, whose resulting values are analyzed and compared: analytical methodology; numerical simulation employing the finite element method (FEM); experimentally through standard tests. The analytical methodology and the FEM employ project data, while the experimental data are obtained from tests on the real machine. Initially, the equations for the analytical calculation are presented, and a calculation methodology for GSTPS is developed. The experimental tests performed to obtain the parameters of the machine are also presented. The results from different methods allow a comparative analysis of the parameters obtained from the same available geometry, which show a coherent agreement. Finally, the analysis indicates the possible causes of deviation between results, as well as the experimental verification of the concepts of analytical calculation of GSTPS.

Keywords: Electrical Machines, Synchronous Generators, Parameters of Electric Machines.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Desenho do estator e do rotor de um GSTPS.....	1
Figura 2 - Circuito elétrico equivalente por fase de uma máquina síncrona de polos salientes, operando em regime permanente	2
Figura 3 - Localização dos entreferros de eixo direto e de eixo de quadratura.....	7
Figura 4 - Entreferros inter e intra polares	8
Figura 5 - Localização do entreferro mínimo e do entreferro máximo ...	8
Figura 6 - Método para obter valores de g_{MIN} e g_{MAX}	9
Figura 7 – Distribuição das linhas de fluxo magnético (esquerda) e gráfico da componente radial da indução magnética no entreferro de máquinas de polos salientes (direita).....	9
Figura 8 - Expressão série de Fourier.....	10
Figura 9 - Coeficiente C_{1p} a partir de variações de g_{MAX}/g_{MIN} e α_{SAP} ...	13
Figura 10 - Valores de C_{1i} para variações de p_{polar} e α_{SAP}	13
Figura 11 – Distribuição do fluxo magnético em um GSTPS (esquerda) e circuito magnético de relutância do GSTPS (direita).....	14
Figura 12 – Variação de indução magnética no entreferro devido à ranhura.....	16
Figura 13 - Distribuição de FMM no dente do estator	18
Figura 14 – Comportamento da distribuição de fluxo magnético (esquerda) e da indução e campo magnético na coroa do estator (direita).	20
Figura 15 - Valores de K_{ys} como função de B_{ys}	21
Figura 16 – Distribuição dos fluxos magnéticos no entreferro de GSTPS.....	21
Figura 17 - Dimensões utilizadas no fluxo de dispersão.....	23
Figura 18 - Definições das geometrias do dente do rotor.....	24
Figura 19 - Distribuição das linhas de fluxo magnético em uma máquina simplificada.....	28
Figura 20 - Curva de tensão a vazio	29
Figura 21 - Fluxograma para determinação da decomposição harmônica de indução magnética no entreferro	31
Figura 22 - Efeitos do fator de distribuição.....	32
Figura 23 - Encurtamento de passo	33
Figura 24 - Inclinação de ranhuras do estator de 1 ranhura.....	34
Figura 25 - Análise de harmônicas de tensão	36
Figura 26 - Fluxograma para cálculo da tensão eficaz de fase.....	38
Figura 27 - Localização de L_{md}	40
Figura 28 - Coeficiente K_{ad} para relação g_{MAX}/g_{MIN} igual a 1,5	41

Figura 29 – Coeficiente K_{ad} para relação g_{MAX}/g_{MIN} igual a 2,5	41
Figura 30 - Localização de L_{mq}	42
Figura 31 - Coeficiente K_{aq} para relação g_{MAX}/g_{MIN} igual a 1,5	43
Figura 32 - Coeficiente K_{aq} para relação g_{MAX}/g_{MIN} igual a 2,5	43
Figura 33 - Fator de dispersão de entreferro	46
Figura 34 - Tipos de ranhura e definições das dimensões.....	47
Figura 35 - Tipo de ranhura trapezoidal e definição das dimensões	48
Figura 36 – Tipo de ranhura quadrada e definição das dimensões	49
Figura 37 - Dispersão do topo do dente ou zig-zag.....	49
Figura 38 - Dimensões da cabeça de bobina	51
Figura 39 - Permeâncias da cabeça de bobina	52
Figura 40 - Configurações das cabeças de bobina	53
Figura 41 - Metodologia de cálculo implementada.....	58
Figura 42 - Curvas de tensão a vazio	61
Figura 43 - Curva medida do ensaio de curto circuito	62
Figura 44 - Formas de onda de referência do teste de baixo escorregamento	63
Figura 45 - Formas de onda obtidas no teste de baixo escorregamento	64
Figura 46 - Parâmetros da curva de curto circuito no cálculo de X_{dns} ...	66
Figura 47 - Parâmetros de tensão de fase e linha entreferro no cálculo de X_{dns}	66
Figura 48 - Formas de onda de referência do teste de baixo escorregamento	68
Figura 49 - Valores da tensão e da corrente utilizados no cálculo da reatância de eixo de quadratura.....	68
Figura 50 - Reatância de Potier.....	70
Figura 51 - Forma de onda de tensão de fase nominal.....	71
Figura 52 - Decomposição harmônica de tensão de fase a vazio	72
Figura 53 - Curvas da tensão eficaz a vazio calculada analiticamente .	78
Figura 54 – Decomposição harmônica da tensão calculada analiticamente	79
Figura 55 - Distribuições das linhas de fluxo magnético e das induções magnéticas obtidas usando o MEF.....	83
Figura 56 - Curvas da tensão eficaz a vazio obtida utilizando o MEF..	84
Figura 57 - Decomposição harmônica da tensão obtida usando o MEF	84
Figura 58 – Distribuição das linhas de fluxo magnético e das induções para o cálculo de indutâncias	85
Figura 59 – Distribuições das linhas de fluxo magnético e da indução na região de cabeça de bobina obtida via MEF	86
Figura 60 - Diferença da tensão entre MEF e analítico.....	88
Figura 61 - Decomposição harmônica entre o MEF e analítico.....	89

Figura 62 - Linhas de fluxo magnético e induções magnéticas no domínio de estudo.....	92
Figura 63 - Destaque para a linha de entreferro (cor vermelha).....	93
Figura 64 - Valores da indução na linha do entreferro	93
Figura 65 - Desvio entre os valores medidos e calculados da tensão eficaz de fase a vazio	98
Figura 66 – Decomposição harmônica das tensões medidas e calculadas	99
Figura 67 - Decomposição harmônica entre os valores medidos e os calculados via MEF	100
Figura 68 - Decomposição harmônica entre os valores medidos e os calculados via metodologia analítica.....	101

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Faixa de valores de indução no entreferro de GSTPS.....	16
Tabela 2 - Características nominais do GSTPS avaliado	59
Tabela 3 - Instrumentos utilizados para levantamento de curvas de tensão a vazio	60
Tabela 4 – Valores medidos de corrente de campo, tensão eficaz de fase e tensão eficaz de linha.....	60
Tabela 5 - Instrumentos utilizados para levantamento do ensaio de curto circuito.....	61
Tabela 6 - Dados obtidos do ensaio de Curto Circuito.....	62
Tabela 7 - Instrumentos utilizados para o teste de fator de potência nulo.....	63
Tabela 8 - Resultados das correntes medidas com o teste de fator de potência nulo	63
Tabela 9 - Instrumentos Utilizados no Teste de Baixo Escorregamento.....	64
Tabela 10 - Instrumento utilizado para verificação da resistência no enrolamento.....	65
Tabela 11 - Valores de tensão e de corrente medidos para verificação de resistência do enrolamento em temperatura ambiente.....	65
Tabela 12 - Valores de tensão e de corrente medidos para verificação de resistência do enrolamento em temperatura de funcionamento.....	65
Tabela 13 - Valores da tensão e da corrente utilizados no cálculo da reatância de eixo de quadratura	69
Tabela 14 - Valores de reatância de Potier obtidas experimentalmente.....	70
Tabela 15 - THD obtida experimentalmente	72
Tabela 16 - Valores de resistência em temperatura ambiente	73
Tabela 17 - Valores de resistência em regime de funcionamento	73
Tabela 18 - Valores medidos das reatâncias utilizadas na comparação	74
Tabela 19 - Valores medidos das resistências utilizadas na comparação	74
Tabela 20 - Reatância de Potier obtida experimentalmente e utilizada para comparação	75
Tabela 21 - THD(%) obtida experimentalmente	75
Tabela 22 - Pontos curva da tensão eficaz a vazio obtida analiticamente	78
Tabela 23 - THD obtida analiticamente	79
Tabela 24 - Indutâncias de dispersão calculadas analiticamente.....	79
Tabela 25 - Reatâncias de dispersão calculadas analiticamente.....	80
Tabela 26 - Reatância de dispersão total calculada analiticamente.....	80

Tabela 27 - Reatâncias de eixo direto e de eixo de quadratura calculadas analiticamente	80
Tabela 28 - Reatâncias de eixo direto e de eixo de quadratura calculadas com o coeficiente k_s igual a zero	81
Tabela 29 - Resistências dos enrolamentos calculadas analiticamente .	81
Tabela 30 - Reatância de Potier calculada analiticamente pelos dois diferentes métodos	82
Tabela 31 – Valores da tensão eficaz obtidos por simulação via MEF.	83
Tabela 32 - THD obtida pelo MEF	85
Tabela 33 - Indutâncias obtidas pelo MEF	87
Tabela 34 - Reatâncias não saturadas obtidas pelo MEF	87
Tabela 35 - THD obtidas analiticamente e via o MEF.....	89
Tabela 36 - Diferença entre a THD obtida pelo MEF e analiticamente	89
Tabela 37 - Diferença entre as reatâncias calculadas pelo MEF e analiticamente	90
Tabela 38 - Decomposição harmônica da indução no entreferro obtida pelo MEF	94
Tabela 39 - Valores da tensão eficaz de fase e a THD obtidas semi-analiticamente	95
Tabela 40 - THD para resultados medidos e calculados	102
Tabela 41 - Desvio entre valores da THD.....	102
Tabela 42 – Valores das reatâncias não saturadas medidas e calculadas.....	102
Tabela 43 - Desvio entre valores medidos e calculados das reatâncias	103
Tabela 44 - Valores medidos e calculados da resistência em regime de funcionamento.....	103
Tabela 45 - Desvios da resistência.....	104
Tabela 46 - Valores medidos e calculados da reatância de Potier.....	104
Tabela 47 - Desvio entre valores medidos e calculados de X_p	104

LISTA DE SÍMBOLOS

A_{per}	Densidade periférica de corrente	[A/m]
$Area$	Área transversal genérica de uma parte do circuito magnético	[m ²]
a_p	Número de caminhos em paralelo do enrolamento	[-]
B	Indução magnética média no circuito magnético de GSTPS	[T]
B_{δ}	Indução magnética no entreferro	[T]
$B_{\delta M}$	Valor de indução magnética máxima no entreferro	[T]
$B_{\delta n} =$	Amplitude de indução magnética no entreferro de harmônica n	[T]
$B_{\delta 1}$	Amplitude da componente fundamental da indução magnética no entreferro	[T]
B_{d1s}	Indução magnética média no dente associada a F_{TS1}	[T]
B_{DNR}	Indução magnética média no dente do rotor associada a parte n	[T]
B_{dns}	Indução magnética média associada a F_{TSN}	[T]
B_p	Indução magnética média no corpo do polo	[T]
B_{PS}	Indução magnética média na sapata polar	[T]
B_{YR}	Indução magnética média na coroa do rotor	[T]
B_{YS}	Indução magnética média na coroa do estator	[T]
b_{d1}	Largura do dente na posição 1	[m]
b_{d2}	Largura do dente na posição 2	[m]
b_{d3}	Largura do dente na posição 3	[m]
b_{d4}	Largura do dente na posição 4	[m]
b_{d5}	Largura do dente na posição 5	[m]
b_{md1}	Valor médio de b_{d1} e b_{d2}	[m]
b_{mdn}	Valor médio de b_{dn} e b_{dn+1}	[m]
b_{mdNr}	Valor médio de b_{mdNr} e b_{mdNr+1} .	[m]
b_{RR1}	Largura de ranhura do rotor	[m]
b_{RS1}	Largura de ranhura do estator	[m]
b_{dr1}	Largura do polo relacionada na posição 1, conforme descrito na Figura 17	[m]
b_{dr2}	Largura do polo relacionada na posição 2, conforme descrito na Figura 17	[m]

b_{dr3}	Largura do polo relacionada na posição 3, conforme descrito na Figura 17	[m]
b_{dr4}	Largura do polo relacionada na posição 4, conforme descrito na Figura 17	[m]
b_{sp}	Largura da sapata polar	[m]
C_l	Fator de campo, ou fator de forma, na frequência fundamental	[-]
C_{li}	Componente do fator de campo devido ao espaço inter-polar	[-]
C_{lp}	Componente do fator de campo devido ao espaço intra-polar	[-]
C_p	Coefficiente associado ao aproveitamento do fluxo de dispersão corpo do polo	[-]
C_{ps}	Coefficiente associado ao aproveitamento do fluxo de dispersão na sapata polar	[-]
c_{md}	Número de camadas da máquina	[-]
D_{in}	Diâmetro interno da máquina	[m]
E_i	Tensão fasorial interna gerada pela máquina	[V $\angle graus$]
F_G	FMM no entreferro mínimo	[Ae]
$F_{MM\delta}$	Força magnetomotriz no entreferro	[Ae]
FMM_{TOTAL}	FMM total no circuito magnético	[Ae]
F_P	FMM no corpo do polo	[Ae]
F_{PS}	FMM na sapata polar	[Ae]
F_{TR}	FMM no dente do rotor	[Ae]
F_{TS}	FMM no dente do estator	[Ae]
F_{TS1}	FMM no dente do estator localizado na posição 1	[Ae]
F_{TS2}	FMM no dente do estator localizado na posição 2	[Ae]
F_{TS3}	FMM no dente do estator localizado na posição 3	[Ae]
F_{TS4}	FMM no dente do estator localizado na posição 4	[Ae]
F_{YR}	FMM na coroa do rotor	[Ae]
F_{YS}	FMM na coroa do estator	[Ae]
$F_{\delta D}$	FMM de dispersão no entreferro	[Ae]
f_b	Frequência base onde as reatâncias são calculadas e/ou medidas	[Hz]
f_{nom}	Frequência nominal da máquina	[Hz]
g_a	Valor médio do entreferro no espaço intra-polar	[m]

g_{MIN}	Entreferro mínimo ou entreferro nominal da máquina	[m]
g_{MAX}	Entreferro máximo no espaço intra-polar	[m]
H	Distância entre r_{sap} e o ponto de centro do estator	[m]
H_{dls}	Campo magnético obtido da curva BxH associado a B_{dls}	[A/m]
H_P	Campo magnético obtido da curva BxH associado a B_P	[A/m]
H_{PS}	Campo magnético obtido da curva BxH associado a B_{PS}	[A/m]
H_{YR}	Campo magnético obtido da curva BxH associado a B_{YR}	[A/m]
H_{YS}	Campo magnético obtido da curva BxH associado a B_{YS}	[A/m]
h_{yr}	Largura da coroa do rotor	[m]
h_{ys}	Largura da coroa do estator	[m]
h_{ps1}	Comprimento do polo relacionado a dispersão	[m]
h_{ps2}	Comprimento do polo relacionado a dispersão	[m]
h_{p1}	Comprimento do polo relacionado a dispersão	[m]
I_{campo}	Corrente de campo	[A]
I_S	Corrente eficaz de fase no enrolamento do estator	[A]
K_B	Coefficiente genérico adimensional para correção de induções médias no circuito magnético	[-]
K_F	Coefficiente genérico adimensional para correção de FMM no circuito magnético	[-]
K_{ad}	Fator de saliência de eixo direto	[-]
K_{aq}	Fator de saliência de eixo quadratura	[-]
$K_{C_{TOTAL}}$	Fator de Carter total	[-]
K_{Cr}	Coefficiente de Carter devido às ranhuras do rotor	[-]
K_{Cs}	Coefficiente de Carter devido às ranhuras do estator	[-]
Kd_n	Fator de distribuição para harmônica n	[-]
Kp_n	Fator de passo para harmônica n	[-]
Kw_n	Fator de enrolamento para harmônica n	[-]

K_{skw_n}	Fator de <i>skewing</i> para harmônica n	[-]
K_{ys}	Coefficiente utilizado para obter FMM no estator tendo como base B_{ys}	[-]
k_{FE}	Fator de empilhamento das chapas	[-]
k	Coefficiente adimensional térmico (234,5 para cobre para temperaturas em °C)	[-]
k_s	Fator de saturação	[-]
$L_{dispTTL}$	Indutância de dispersão total	[H]
L_{dir}	Indutância Magnetizante de Eixo Direto	[H]
L_{qud}	Indutância Magnetizante de Eixo de Quadratura	[H]
L_{mag}	Indutância magnetizante	[H]
L_{md}	Indutância magnetizante de eixo direto	[H]
L_{mq}	Indutância magnetizante de eixo quadratura	[H]
$L_{\delta d}$	Indutância de dispersão de entreferro ou diferencial	[H]
L_{rn}	Indutância de dispersão de ranhura	[H]
L_{tz}	Indutância de dispersão de topo de dente ou Zig-Zag	[H]
L_{cb}	Indutância de dispersão de cabeça de bobina	[H]
L_{sk}	Indutância de dispersão <i>skewing</i>	[H]
l	Comprimento genérico de uma parte do circuito magnético	[m]
l_{av}	Comprimento médio de uma espira	[m]
l_{cb}	Comprimento de cabeça de bobina	[m]
l_{ew}	Comprimento axial da cabeça de bobina	[m]
l_l	Comprimento do dente associado a F_{TS1}	[m]
l_{pi}	Comprimento do pacote do rotor	[m]
l_{ps}	Comprimento da sapata polar	[m]
l_p	Comprimento do corpo do polo	[m]
l_{YR}	Comprimento da coroa do rotor	[m]
l_{YS}	Comprimento da coroa do estator	[m]
n	Índice inteiro	
Nb_{CAMPO}	Número de espiras do enrolamento de campo em uma sapata polar	[-]
N_{ES}	Número de espiras do enrolamento do estator	[-]
P_S	Potência ativa de saída	[W]
P_{δ}	Permeância no entreferro	[Wb/Ae]
$P_{\delta D}$	Permeância de dispersão no entreferro	[Wb/Ae]
p_{RR}	Passo de ranhura do rotor	[m]

p_{RS}	Passo de ranhura do estator	[m]
p_{RSKW}	Passo de inclinação de ranhura	[m]
p_{polar}	Passo polar da máquina	[m]
$p_{2_{polos}}$	Número de polos da máquina	[-]
p_t	Passo de tempo	[-]
Q_r	Número de ranhuras do estator	[-]
Q_s	Potência reativa de saída	[VAr]
q_r	Relação entre o número de ranhuras por polo e por fase	[-]
RMS	Valor eficaz de uma dada medida	[-]
R_δ	Raio do entreferro	[m]
r_s	Resistência do enrolamento do estator por fase	[Ω]
r_{s_amb}	Resistência do enrolamento em temperatura ambiente	[Ω]
r_{sap}	raio da superfície da sapata polar	[m]
r_q	resistência do enrolamento obtida na temperatura t_q	[Ω]
r_a	resistência do enrolamento obtida na temperatura t_a	[Ω]
S_{cond}	Área de seção transversal do condutor	[m ²]
T_E	Torque elétrico	[Nm]
t_{final}	Temperatura em regime de trabalho	[°C]
t_{amb}	Temperatura ambiente que foi obtido r_{s_amb}	[°C]
t_q	Temperatura final do enrolamento	[°C]
t_a	Temperatura a qual foi obtida r_a	[°C]
t_i	Tempo inicial	[s]
t_f	Tempo final	[s]
V_{FASE}	Tensão eficaz de fase	[V]
V_{LINHA}	Tensão eficaz de linha	[V]
V_{cal}	Valor calculado	[-]
V_{med}	Valor medido	[-]
V_n	Tensão eficaz para harmônica n	[V]
$X_{dispTTL}$	Reatância de dispersão de armadura	[Ω]
X_d'	Reatância transitória de eixo direto	[Ω]
X_{dns}	Reatância magnetizante de eixo direto não saturada	[Ω]
X_p	Reatância de Potier	[Ω]
X_{pf}	Reatância de dispersão de furo	[Ω]
X_{qns}	Reatância magnetizante de eixo quadratura não saturada	[Ω]

Y_F	Fator de encurtamento de passo	
W_{ew}	Largura média da cabeça de bobina	[m]
ϕ	Fluxo magnético em uma parte do circuito magnético ou em uma parte específica de GSTPS	[Wb]
$\phi_{\delta A}$	Fluxo magnético ativo no entreferro	[Wb]
$\phi_{\delta D}$	Fluxo de dispersão no entreferro	[Wb]
δ_c	Ângulo de carga ou ângulo do rotor	[graus]
α_{SAP}	Relação entre os comprimentos de arco da sapata e passo polar	[-]
α_r	Ângulo de deslocamento fasorial	[graus]
μ_0	Permeabilidade magnética no vácuo	[H/m]
λ_p	Permeância do polo	[Wb/Ae]
λ_f	Permeância de dispersão de campo	[Wb/Ae]
λ_{rn}	Permeância de ranhura	[Wb/Ae]
λ_{tz}	Permeância do topo do dente ou zig-zag	[Wb/Ae]
λ_{cb}	Permeância de cabeça de bobina	[Wb/Ae]
λ_{lew}	Permeância de cabeça de bobina devido ao comprimento axial	[Wb/Ae]
λ_W	Permeância de cabeça de bobina devido largura	[Wb/Ae]
$\sigma_{\delta d}$	Fator de dispersão de entreferro ou fator de dispersão diferencial	[-]
γ_k	Ângulo de fase de corrente para dispersão	[graus]
σ_{mt}	Condutividade do material	[S/m]
α_{δ}	Ângulo do entreferro	[graus]

LISTA DE ABREVIATURAS

EFCAD	Programa 2D de MEF desenvolvido pelo GRUCAD
EFCR	<i>Solver</i> do EFCAD para casos com formulação magnetostática e com rotação de máquinas elétricas
EFCS	<i>Solver</i> do EFCAD para casos com formulação magnetostática
FFT	Transformada Rápida de Fourier
FMM	Força Magnetomotriz
GSTPS	Geradores Síncronos Trifásicos de Polos Salientes
GRUCAD	Grupo de Concepção e Análise de Dispositivos Eletromagnéticos
MEF	Método de Elementos Finitos
RMS	Root Mean Square
THD	Distorção Harmônica Total

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. OBJETIVOS DO TRABALHO	5
1.2. ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO.....	6
2. CIRCUITO MAGNÉTICO COM TENSÃO A VAZIO.....	7
2.1. DESCRIÇÃO GEOMÉTRICA DOS ENTREFERROS.....	7
2.2. FATOR DE CAMPO	9
2.3. CIRCUITO MAGNÉTICO DE GSTPS	14
2.4. ENTREFERRO MÍNIMO	16
2.5. DENTE DO ESTATOR	18
2.6. COROA DO ESTATOR	19
2.7. CÁLCULO DOS FLUXOS MAGNÉTICOS.....	21
2.8. DENTE DO ROTOR.....	23
2.9. SAPATA POLAR	24
2.10. CORPO DO POLO	25
2.11. COROA DO ROTOR.....	25
2.12. CÁLCULO DA FMM TOTAL.....	26
2.13. CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE O CÁLCULO DO CIRCUITO MAGNÉTICO COM TENSÃO A VAZIO.....	26
3. CÁLCULO ANALÍTICO DE PARÂMETROS.....	27
3.1. TENSÃO INDUZIDA NOS ENROLAMENTOS	29
3.1.1. Decomposição harmônica da indução magnética	30
3.1.2. Enrolamentos da armadura.....	31
3.1.3. Cálculo da tensão induzida	35
3.2. INDUTÂNCIAS.....	39
3.2.1. Indutância magnetizante.....	39
3.2.2. Indutância magnetizante de eixo direto.....	39
3.2.3. Indutância magnetizante de eixo de quadratura	42
3.2.4. Indutâncias de dispersão	44

3.2.4.1. Dispersão de entreferro ou diferencial	45
3.2.4.2. Dispersão de ranhura.....	46
3.2.4.3. Dispersão do topo do dente ou zig-zag	49
3.2.4.4. Dispersão da cabeça de bobina	50
3.2.4.5. Dispersão da inclinação de ranhura.....	53
3.2.5. Indutâncias e reatâncias totais	53
3.3. RESISTÊNCIA DO ENROLAMENTO DO ESTATOR.....	54
3.4. REATÂNCIA DE POTIER	55
3.5. METODOLOGIA ANALÍTICA – MONTAGEM DAS EQUAÇÕES.....	57
4. VALORES DE PARÂMETROS EXPERIMENTAIS DE UMA MÁQUINA.....	59
4.1. TESTES REALIZADOS.....	59
4.1.1. Ensaio de tensão a vazio.....	59
4.1.2. Ensaio de curto-circuito	61
4.1.3. Fator de potência nulo.....	62
4.1.4. Ensaio de baixo escorregamento	63
4.1.5. Resistência do enrolamento do estator	64
4.2. LEVANTAMENTO DE PARÂMETROS DE CIRCUITO EQUIVALENTE E PARÂMETROS ELÉTRICOS.....	65
4.2.1. Reatância de eixo direto - X_{dns}	65
4.2.2. Reatância de eixo de quadratura - X_{qns}	67
4.2.3. Reatância de Potier.....	69
4.2.4. Distorção harmônica total.....	71
4.2.5. Resistência do enrolamento do estator	72
4.3. CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE OS RESULTADOS OBTIDOS EXPERIMENTALMENTE.....	74
5. VALORES DE PARÂMETROS CALCULADOS	77
5.1. RESULTADOS ANALÍTICOS	77
5.1.1. Curvas da tensão eficaz a vazio	77

5.1.2.	Distorção harmônica total.....	78
5.1.3.	Reatâncias não saturadas.....	79
5.1.4.	Resistência do enrolamento.....	81
5.1.5.	Reatância de Potier.....	81
5.2.	RESULTADOS USANDO O MEF	82
5.2.1.	Curvas da tensão eficaz a vazio	82
5.2.2.	Distorção harmônica total.....	84
5.2.3.	Reatâncias não saturadas.....	85
5.3.	COMPARAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS OBTIDOS VIA MEF E USANDO METODOLOGIA ANALÍTICA	87
5.3.1.	Curvas da tensão eficaz a vazio	87
5.3.2.	Distorção harmônica total.....	88
5.3.3.	Reatâncias não saturadas.....	90
5.3.4.	Considerações gerais sobre os resultados obtidos via MEF e por metodologia analítica.....	90
5.4.	EXEMPLO DE UTILIZAÇÃO DO MÉTODO SEMI-ANALÍTICO PARA CÁLCULO DE PARÂMETROS DE GSTPS .	91
6.	COMPARAÇÃO E ANÁLISE DOS VALORES DOS PARÂMETROS MEDIDOS E CALCULADOS.....	97
6.1.	CURVAS DA TENSÃO EFICAZ A VAZIO	97
6.2.	DISTORÇÃO HARMÔNICA TOTAL.....	99
6.3.	REATÂNCIAS NÃO SATURADAS	102
6.4.	RESISTÊNCIA DO ENROLAMENTO DO ESTATOR.....	103
6.5.	REATÂNCIA DE POTIER.....	104
6.6.	CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE OS RESULTADOS MEDIDOS VS CALCULADOS.....	105
	CONSIDERAÇÕES FINAIS	107
	REFERÊNCIAS	111
	APÊNDICE A: Modelagem do Valor Médio do Entreferro no Espaço Intra-Polar	115
	APÊNDICE B: Programa Principal de Cálculo da Metodologia	118

APÊNDICE C: Função Utilizada para obter Como Saída o Valor de H Conforme Valor de Entrada B a Partir da Curva BxH.....	127
APÊNDICE D: Programa de Cálculo de Indutâncias	129
APÊNDICE E: Função Utilizada para Determinar K_{ad}	137
APÊNDICE F: Função Utilizada Para Determiner K_{aq}	143
APÊNDICE G: Pontos da Curva BXH.....	148
APÊNDICE H: Saída de Dados da Metodologia de Cálculo para Dados de Projeto.....	148
APÊNDICE I: Saída de Dados da Metodologia de Cálculo com Diminuição do Entreferro Nominal em 10%	152

CAPÍTULO 1

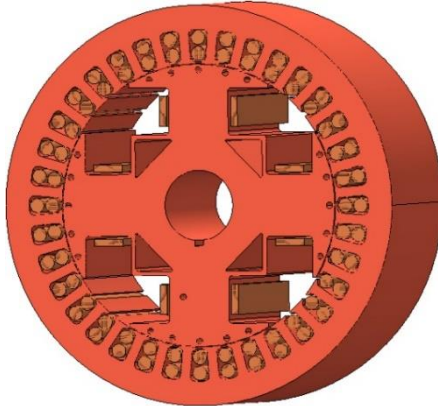
INTRODUÇÃO

Uma das principais características das máquinas síncronas está no fato de que a velocidade de rotação da máquina e a frequência elétrica sejam diretamente proporcionais. Girando à velocidade constante, a frequência da tensão induzida será constante.

Do ponto de vista construtivo, as máquinas síncronas podem ser diferenciadas entre as de rotor de polos lisos e as de rotor de polos salientes, sendo que este trabalho se concentrará nas máquinas de polos salientes.

A principal característica do gerador síncrono trifásico de polos salientes (GSTPS) está na grande faixa de velocidade de rotação em que pode ser empregado, o que o torna a principal máquina utilizada na geração de energia em hidrelétricas. Outra característica singular está no rotor com entreferro altamente variável, o que confere um torque extra a esta máquina, aumentando a sua estabilidade mecânica. O número de polos juntamente com sua velocidade de rotação são os fatores construtivos que influenciam na frequência elétrica. A Figura 1 mostra o desenho ilustrativo do estator e do rotor de um GSTPS de 4 polos.

Figura 1 – Desenho do estator e do rotor de um GSTPS



Fonte: [1, p. 23]

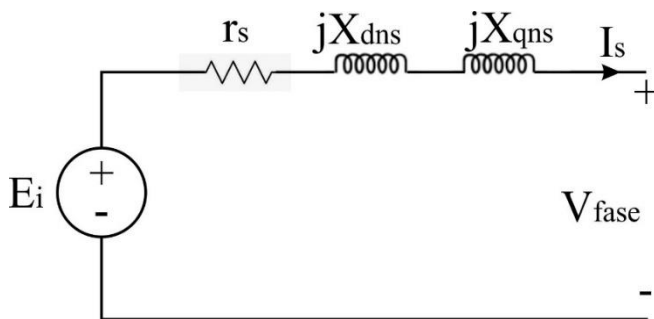
Os geradores são máquinas relativamente antigas, tendo pesquisas sobre suas características datadas por volta do ano de 1850. Uma leitura

sobre os trabalhos iniciais mostra que a característica de ter um entreferro variável traz à máquina alguns parâmetros de difícil modelagem, seja do ponto de vista de projeto, da conversão eletromecânica ou da determinação de condições em carga.

Várias pesquisas foram realizadas desde o início do século, onde se destacam: a publicação apresentada em 1928 por Park e Robertson [2], a qual apresenta uma compilação e classificação sobre o material até então existentes; e em publicações de 1929 e de 1933 por Park as quais apresentam um tratamento generalizado para máquinas síncronas, o tratamento em operação em regime permanente e em regime transitório e, além disso, com tipos construtivos arbitrários [3], [4]. Após vários anos de pesquisas e trabalhos de vários autores, a pesquisa de Park consolidou-se como o modelo “*universal*” para este tipo de máquina e evoluiu também para a teoria de eixos de referência aplicada a vários tipos de máquinas elétricas [5].

Em funcionamento em regime permanente, a máquina apresentada na Figura 1 pode ser representada pelo circuito elétrico equivalente por fase visualizado na Figura 2.

Figura 2 - Circuito elétrico equivalente por fase de uma máquina síncrona de polos salientes, operando em regime permanente



No modelo de circuito equivalente, os parâmetros que representam o GSTPS são:

X_{dns} = Reatância de eixo direto não saturada

X_{qns} = Reatância de eixo de quadratura não saturada

r_s = Resistência do enrolamento do estator por fase

V_{FASE} = Tensão eficaz de fase a vazio

E_i = Tensão fasorial interna gerada pela máquina

Para o modelo de circuito equivalente, existem diferentes métodos e equações que descrevem o comportamento da máquina em várias condições diferentes de funcionamento a partir de seus parâmetros físicos. Uma leitura e análise de bibliografias sobre modelos equivalentes ([5]–[8]) permite afirmar que quanto maior a complexidade da condição em que a máquina opera, maior será a complexidade do modelo equivalente empregado.

O presente trabalho se restringe ao modelo do circuito equivalente da máquina em regime permanente e com carga balanceada, apresentado na Figura 2. A restrição do modelo empregado diminui a complexidade das informações apresentadas e permite comparar os valores de parâmetros obtidos de diferentes formas para uma máquina com geometria conhecida.

Além dos parâmetros de circuito equivalente, há ainda os parâmetros elétricos utilizados em GSTPS, destacados a seguir.

V_{LINHA} = tensão eficaz de linha a vazio

THD = distorção harmônica total

X_p = reatância de Potier

Esses parâmetros mencionados são denominados parâmetros elétricos, pois estão relacionados às grandezas elétricas utilizadas no cotidiano de utilização de GSTPS. Além disso, tais parâmetros serão descritos com mais detalhes no decorrer da dissertação.

No contexto da dissertação, os parâmetros estudados são os parâmetros de circuito equivalente X_{dns} , X_{qns} , r_s e V_{FASE} e os parâmetros elétricos V_{LINHA} , THD , X_p .

Sobre a utilização do modelo de circuito equivalente, tão importante quanto o modelo empregado são os valores dos parâmetros a serem inseridos nele. Um modelo matemático de circuito equivalente obterá resultados adequados apenas quando os valores dos parâmetros inseridos no modelo representem adequadamente as características físicas da máquina.

Um ponto de vista relevante para fabricantes e para consumidores sobre os valores dos parâmetros de GSTPS envolve a sua aquisição e/ou a sua utilização. Para determinar com maior precisão esses valores, o fabricante verifica a disponibilidade de tempo de engenharia, de tempo para processamento de dados, de pessoal qualificado, de valor agregado ao produto, entre outros detalhes. No caso do consumidor, a investigação dos valores dos parâmetros envolve avaliação de tempo de parada da máquina, a possibilidade da realização dos métodos de ensaios

específicos, o conhecimento e disponibilidade de ferramentas de simulação e de cálculo analítico, entre outros fatores. Tanto o fabricante como o consumidor realizam uma avaliação criteriosa dos seus fatores para determinar os valores dos parâmetros de GSTPS, sempre buscando também a relação de melhor custo/benefício na realização das suas atividades.

Este trabalho apresenta uma contribuição na determinação dos valores dos parâmetros de circuito equivalente e dos parâmetros elétricos de GSTPS em regime permanente e balanceado. Ele permite comparar os valores desses parâmetros obtidos por metodologia analítica, pelo método de elementos finitos (MEF) e por ensaios. Há ainda uma apresentação sucinta sobre o método semi-analítico, porém esse trabalho não realiza a comparação dos seus resultados, mas apresenta um exemplo de sua utilização.

A determinação dos valores dos parâmetros de GSTPS é alvo constante de preocupação e de pesquisa tanto de fabricantes quanto de consumidores de máquinas elétricas. A investigação desses valores por diferentes métodos permite que fabricantes e consumidores discutam os valores encontrados, de forma a contribuir também com o conhecimento e a validação de cada parâmetro específico e até mesmo dos valores como um todo.

Com a comparação dos resultados por diferentes métodos é possível diminuir a lacuna entre “teoria e prática”, trazendo como consequência a melhoria de produtos e de processos dos diferentes setores. Além disso, a apresentação da metodologia analítica e a discussão dos resultados também permitem que um maior número de pessoas tenha a compreensão e o conhecimento do processo de cálculo dos parâmetros de GSTPS.

A determinação dos valores dos parâmetros de GSTPS por muitas vezes revela-se a grande dificuldade na utilização dos modelos de circuito equivalente, sendo que os capítulos posteriores apresentam a determinação desses valores a partir de metodologia analítica, do MEF e de resultados experimentais.

Os resultados experimentais são obtidos de uma máquina real, sendo apresentados também os testes de caracterização da máquina com base em normas pertinentes. Os valores dos parâmetros são calculados a partir de dados de projeto, sendo realizados através de metodologia analítica e por simulação numérica através do MEF.

A metodologia analítica apresentada na dissertação se refere à montagem sequencial do conjunto de equações utilizadas para o cálculo dos parâmetros de GSTPS. Esta metodologia é realizada com base em

informações disponíveis em referências relacionadas às máquinas elétricas em geral e também em materiais específicos de GSTPS elaborados no período de 1900 a 1970, época em que a modelagem clássica dessa máquina foi realizada. Sobre essas referências, vale ressaltar que essas foram produzidas em um contexto histórico e tecnológico totalmente diferente dos dias atuais. De maneira objetiva, isso significa que esses textos possuem uma “densidade teórica de conhecimento” muito maior que os textos atuais. Além disso, a metodologia analítica apresentada está totalmente interligada, sendo que, por vezes, para compreender ou calcular uma grandeza específica mencionada em uma seção, é necessário compreender ou calcular também um fenômeno apresentado em outra seção do texto. Do ponto de vista prático, isso significa que: uma melhor compreensão das informações apresentadas sobre a metodologia analítica somente será possível a partir de várias releituras, tanto da dissertação como das referências mencionadas.

A determinação dos parâmetros pelo MEF é realizada através do programa EFCAD, onde os valores dos parâmetros são calculados a partir das dimensões de projeto e da definição dos materiais do gerador.

No caso da metodologia analítica de cálculo apresentada no trabalho, esta é dividida em duas partes: circuito magnético com tensão a vazio e cálculo dos parâmetros.

O circuito magnético com tensão a vazio, detalhado no capítulo 2, apresenta a modelagem matemática utilizada proveniente dos conceitos de eletromagnetismo aplicado, as informações e os dados geométricos a serem obtidos de um GSTPS.

O cálculo analítico dos parâmetros, descrito no capítulo 3, apresenta as informações de cálculo e de análise que devem ser utilizadas do circuito magnético com tensão a vazio (capítulo 2) e apresenta também o cálculo dos valores dos parâmetros da máquina.

1.1. OBJETIVOS DO TRABALHO

O objetivo principal deste trabalho é a comparação e a análise dos valores dos parâmetros de circuito equivalente e dos parâmetros elétricos de geradores síncronos trifásicos de polos salientes (GSTPS) em regime permanente usando três metodologias distintas.

Especificamente, os objetivos podem ser divididos em:

- Apresentar e desenvolver uma metodologia analítica para calcular os valores dos parâmetros de GSTPS em regime permanente;
- Obter os valores dos parâmetros utilizando a metodologia analítica, a simulação numérica via MEF e os métodos experimentais;
- A partir da análise dos resultados, verificar a coerência dos mesmos e sugerir as possíveis razões das discordâncias.

1.2. ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO

O presente trabalho está estruturado da seguinte forma:

- O segundo capítulo apresenta a descrição geométrica de GSTPS, os conceitos e as equações utilizadas que envolvem a área do eletromagnetismo;
- O terceiro capítulo apresenta as equações da metodologia analítica para cálculos de parâmetros e sua relação com as informações do circuito magnético;
- O quarto capítulo apresenta a obtenção e os resultados dos valores dos parâmetros advindos de dados experimentais;
- O quinto capítulo apresenta os resultados dos valores dos parâmetros advindos da metodologia analítica e da simulação numérica. Além disso, apresenta uma comparação entre esses resultados;
- O sexto capítulo apresenta uma comparação e a análise dos resultados experimentais, analíticos e de simulação;
- Por fim, apresentam-se as considerações finais e apêndices com algumas deduções de equações, códigos em MATLAB, e algumas saídas de dados.

CAPÍTULO 2

CIRCUITO MAGNÉTICO COM TENSÃO A VAZIO

Este capítulo apresenta a modelagem matemática proveniente dos conceitos de eletromagnetismo aplicado, as informações e os dados geométricos a serem obtidos de um GSTPS para seu cálculo analítico.

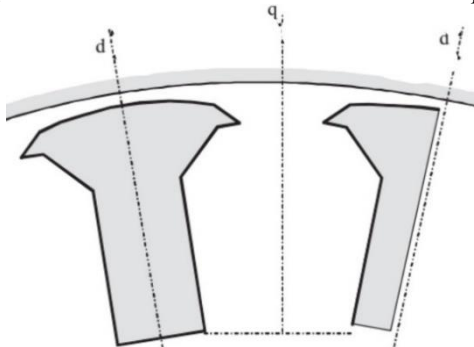
O circuito magnético com tensão a vazio se refere ao conjunto de equações e de expressões utilizadas para determinar os valores de indução magnética e de força magnetomotriz (FMM) em várias partes da máquina. Nesse contexto, inicialmente apresenta-se uma descrição dos conceitos relacionados ao eletromagnetismo aplicado para a modelagem de GSTPS. Em seguida, é apresentado o circuito magnético utilizado para determinar os valores de indução magnética e de FMM. Além disso, são mostradas as dimensões que devem ser utilizadas no cálculo do gerador.

2.1. DESCRIÇÃO GEOMÉTRICA DOS ENTREFERROS

O rotor de GSTPS possui um entreferro altamente variável, trazendo assim algumas características muito específicas se comparadas a outros tipos de máquinas. De forma a facilitar o entendimento, será demonstrada a nomenclatura e a localização dos entreferros utilizados.

Na descrição da máquina síncrona através do modelo de referência, aplicam-se os conceitos de entreferro de eixo direto (d) e de entreferro de eixo de quadratura (q), mostrados na Figura 3.

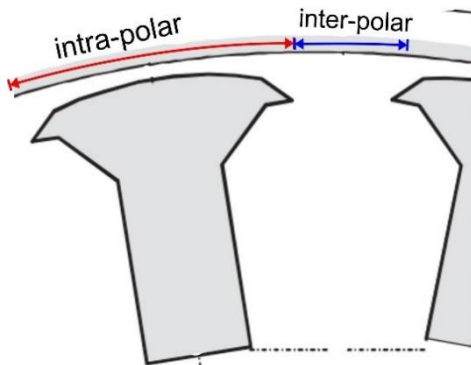
Figura 3 - Localização dos entreferros de eixo direto e de eixo de quadratura



Fonte: Adaptado de [9]

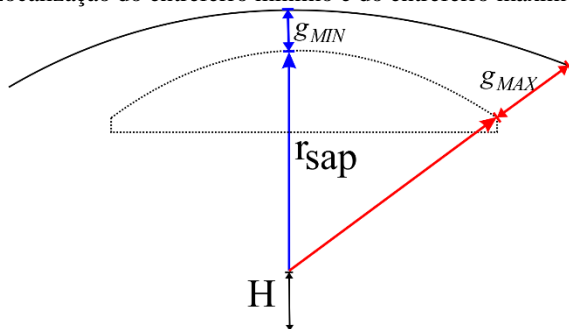
Do ponto de vista da descrição geométrica do entreferro, pode-se dividi-lo entre o entreferro intra-polar e o entreferro inter-polar, localizados acima da sapata polar e entre os polos, respectivamente, conforme destacado na Figura 4.

Figura 4 - Entreferros inter e intra polares



O entreferro intra-polar ainda pode ser decomposto em dois pontos, no qual o localizado no centro da sapata polar é denominado de entreferro mínimo ou entreferro nominal da máquina (g_{MIN}) e o entreferro localizado nos cantos da sapata é chamado de entreferro máximo (g_{MAX}), conforme apresentado na Figura 5.

Figura 5 - Localização do entreferro mínimo e do entreferro máximo



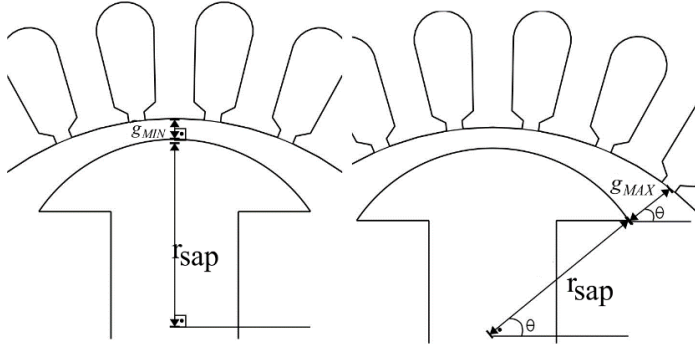
Onde:

r_{sap} = Raio da superfície da sapata polar

H = Distância entre r_{sap} e o ponto de centro do estator

Para obter os valores de g_{MIN} e g_{MAX} a partir de uma dada geometria, deve-se conhecer r_{sap} e H . A partir do ponto de origem de r_{sap} , faz-se uma linha entre a sapata polar e o estator, observando também o ângulo entre esta linha e uma linha horizontal, conforme mostrado na Figura 6.

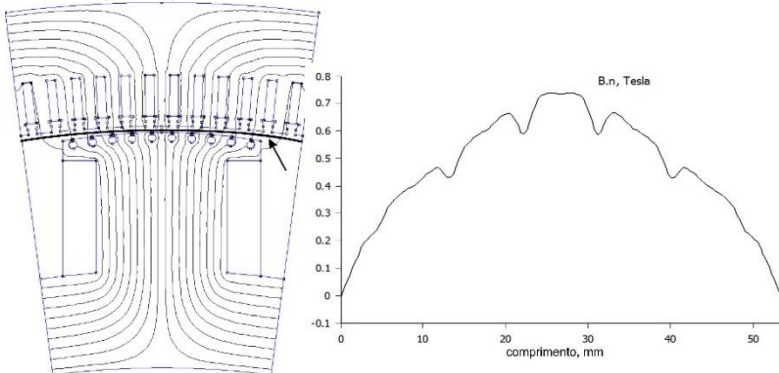
Figura 6 - Método para obter valores de g_{MIN} e g_{MAX}



2.2. FATOR DE CAMPO

Em uma máquina síncrona de polos salientes, a componente radial (forma de onda) da indução magnética localizada no entreferro (em destaque) é apresentada na Figura 7.

Figura 7 – Distribuição das linhas de fluxo magnético (esquerda) e gráfico da componente radial da indução magnética no entreferro de máquinas de polos salientes (direita)

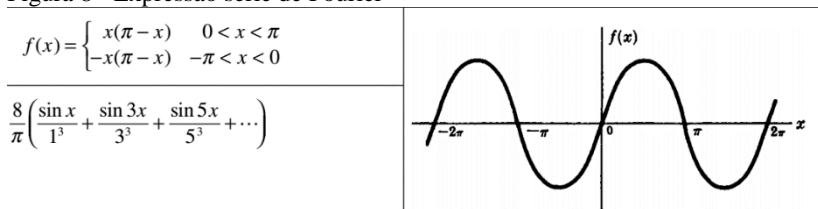


Sobre os valores de indução magnética apresentados, pode-se observar que o maior valor está localizado no g_{MIN} e que chega a zero no entreferro de quadratura. Esta mesma forma de onda se repete para os outros polos da máquina, alternando-se entre ciclos positivos e negativos.

De forma geral, tanto o projeto como o cálculo analítico de máquinas síncronas estão relacionados principalmente com modelos matemáticos que de alguma forma consideram a reprodução da forma de onda de indução magnética no entreferro. A partir do modelo analítico resultante dessa distribuição de campo e indução magnética, realizam-se os cálculos de grandezas como tensão, indutâncias, forças centrífugas, induções no circuito magnético etc.

Por exemplo, a indução magnética obtida pelo MEF na Figura 7 pode ser reproduzida analiticamente através da série de Fourier, conforme apresentada na Figura 8:

Figura 8 - Expressão série de Fourier



Fonte: [10, p. 147]

Nesse exemplo, a forma de onda de indução magnética, mostrada na Figura 7, pode ser representada através de funções do tipo seno e utilizando apenas índices ímpares conforme mostrado à esquerda da Figura 8. Dessa forma, a partir das expressões relacionadas à sua decomposição harmônica, apresentado à esquerda da Figura 8, busca-se reproduzir a distribuição espacial e temporal da indução magnética no entreferro, mostrada na Figura 7, considerando a corrente de alimentação de campo, as ranhuras do estator e do rotor, os entreferros, entre outras características geométricas.

Dentre as linhas de pesquisa sobre expressões analíticas, destacam-se principalmente duas áreas. A primeira utilizada em máquinas síncronas envolve a determinação da distribuição de linhas de campo magnético a partir de ferramentas analíticas e gráficas. Em síntese, a partir da distribuição de campo magnético para geometrias conhecidas e padronizadas, são determinadas as expressões utilizadas no projeto e no

cálculo de GSTPS. Nesta linha se destacam principalmente os estudos envolvendo o mapeamento conforme [11]–[16].

Outra linha de pesquisa realiza a modelagem espacial e temporal de indução magnética baseada na Equação (2.1):

$$B_{\delta}(r, \theta, z, t) = P_{\delta} F_{MM\delta} \quad (2.1)$$

A forma de onda da indução magnética no entreferro (B_{δ}) é dependente de expressões analíticas que determinam a permeância (P_{δ}) e a força magnetomotriz ($F_{MM\delta}$) no entreferro. Nas expressões relacionadas às permeâncias, as funções consideram os entreferros, as ranhuras do estator, as barras de amortecimento, a sapata polar e, em alguns casos, a saturação. Nas expressões relacionadas à força magnetomotriz existe a associação das correntes de campo, das correntes de armadura, do número de espiras, tipos de enrolamentos etc. Como destaque, as pesquisas envolvendo essa área utilizam ferramentas semi-analíticas, ou seja, os valores da indução magnética são obtidos a partir de simulações numéricas e são acrescentados aos modelos analíticos para o cálculo de máquina [17]–[24].

Seguindo a linha de modelagem matemática, no que concerne ao projeto de geradores [25], um conceito muito empregado envolve a relação entre a componente fundamental e o valor máximo da indução magnética no entreferro [26], expressa por:

$$C_1 = \frac{B_{\delta I}}{B_{\delta M}} \quad (2.2)$$

Onde:

$B_{\delta I}$ = Amplitude da componente fundamental de indução magnética no entreferro

$B_{\delta M}$ = Valor de indução magnética máxima no entreferro

C_1 = Fator de campo, ou fator de forma, na frequência fundamental

Em [27], [28], a determinação de C_1 é realizada considerando separadamente os espaços intra-polar e inter-polar, de forma que:

$$C_1 = C_{1p} + C_{1i} \quad (2.3)$$

A componente do fator de campo devido ao espaço intra-polar (C_{1p}) pode ser calculada a partir da Equação (2.4).

$$C_{1p} = \frac{4}{\pi} \operatorname{sen} \left(\frac{\alpha_{sap} \pi}{2} \right) \frac{\tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{g_{MAX}}{g_{MIN}}} - 1 \right)}{\sqrt{\frac{g_{MAX}}{g_{MIN}}} - 1} \quad (2.4)$$

Onde:

α_{SAP} = Relação entre os comprimentos de arco da sapata e passo polar

Como destaque, a Equação (2.4) é obtida a partir de uma modelagem bem específica do entreferro no espaço intra-polar.

A componente do fator de campo devido ao espaço inter-polar (C_{1i}) pode ser calculada a partir da equação (2.5)

$$C_{1i} = 4 \frac{g_{MIN}}{g_{MAX}} \left(\frac{1 - \alpha_{SAP}}{4k_i^2 + (1 - \alpha_{SAP})^2 \pi^2} \right) \left(2k_i \cos \left(\frac{\alpha_{SAP} \pi}{2} \right) \operatorname{ctnh}(k_i) - (1 - \alpha_{SAP}) \pi \operatorname{sen} \left(\frac{\alpha_{SAP} \pi}{2} \right) \right) \quad (2.5)$$

Onde:

$$k_i = 0,768 \left[\left(\frac{1 - \alpha_{SAP}}{2} \right) \left(\frac{p_{polar}}{g_{MAX}} \right) \right]^{0,617} \tan^{-1} \left[\left(\frac{1 - \alpha_{SAP}}{2} \right) \left(\frac{p_{polar}}{g_{MAX}} \right) \right]$$

sendo:

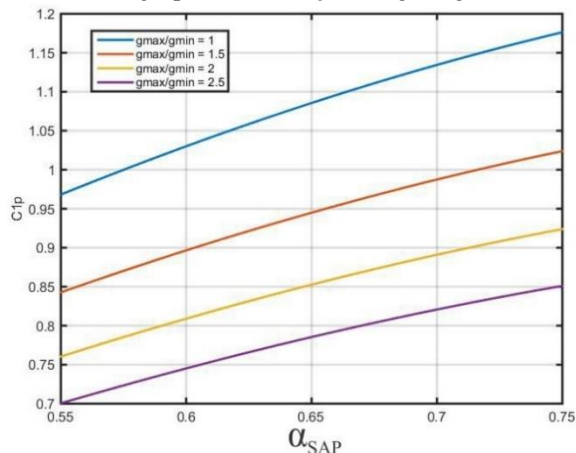
p_{polar} = Passo polar da máquina

Como destaque, a Equação (2.5) é obtida através da modelagem utilizando o mapeamento conforme.

As Equações (2.4) e (2.5) consideram que o gerador não está alimentando uma carga, e desconsideram efeitos de ranhuras e de saturação. As referências [27] e [28] informam que essas equações foram validadas experimentalmente para máquinas de até 150 kW.

Para verificar os efeitos relacionados à C_1 , a Figura 9 apresenta C_{1p} em função da relação dos entreferros g_{MAX} e g_{MIN} , mostradas na Figura 5, e das dimensões da sapata polar (α_{SAP}).

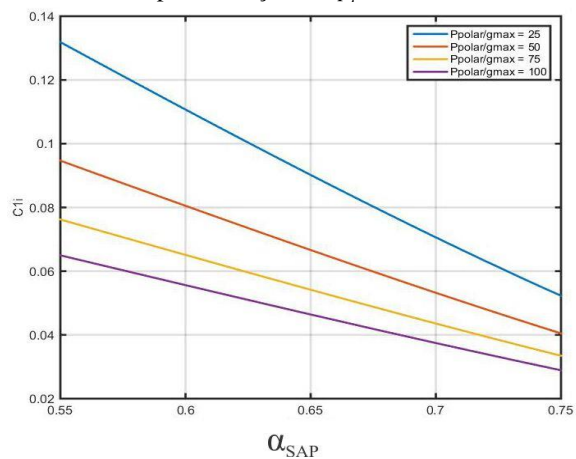
Figura 9 - Coeficiente C_{Ip} a partir de variações de g_{MAX}/g_{MIN} e α_{SAP}



Examinando as variações de C_{Ip} , pode-se constatar que dado um α_{SAP} , os valores diminuem conforme as relações de entreferros aumentam.

Outro exemplo é apresentado na Figura 10 para variações de C_{li} e p_{polar} , considerando um entreferro intra-polar (Figura 4) constante ($g_{MAX}=g_{MIN}$).

Figura 10 - Valores de C_{li} para variações de p_{polar} e α_{SAP}



Observando as variações de C_{li} , pode-se verificar que seus valores tendem a diminuir conforme o aumento das relações dimensionais.

Devido ao seu valor pequeno, o cálculo de C_{li} por muitas vezes é desconsiderado ou mesmo nem apresentado.

Do ponto de vista de projeto, as escolhas do valor de C_l e dos entreferros estão relacionadas ao quanto o valor de C_l influenciará de forma global as grandezas de tensão e de indutância, as quais serão demonstradas no capítulo 3.

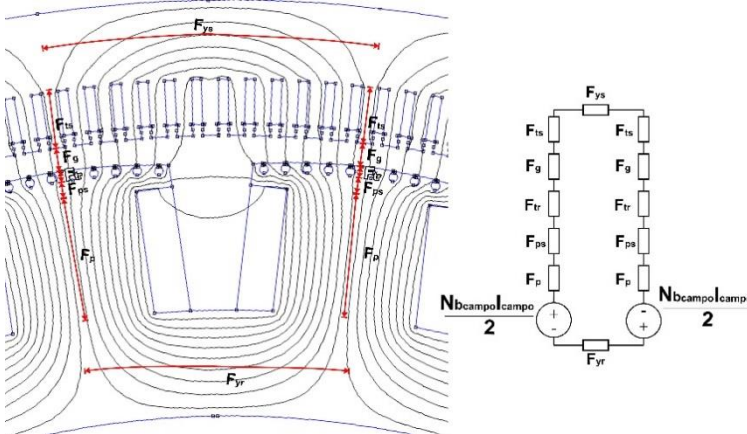
A metodologia de cálculo e a análise das outras componentes harmônicas podem ser obtidas nas referências [27] e [28].

2.3. CIRCUITO MAGNÉTICO DE GSTPS

A partir das dimensões da máquina, é possível obter informações qualitativas e quantitativas sobre induções, FMM e fluxos magnéticos em todas as partes da máquina. Dentro desse contexto, este item destaca a metodologia desenvolvida neste trabalho, na qual se prioriza os métodos utilizados e descritos nas referências relacionadas ao GSTPS ([9], [25], [29]–[31]).

A Figura 11 apresenta a distribuição do fluxo magnético e um circuito magnético genérico baseado em relutâncias, utilizado em GSTPS [25].

Figura 11 – Distribuição do fluxo magnético em um GSTPS (esquerda) e circuito magnético de relutância do GSTPS (direita)



Onde:

F_G = FMM no entreferro mínimo

F_{TS} = FMM no dente do estator

F_{YS} = FMM na coroa do estator

F_{TR} = FMM no dente do rotor

F_{PS} = FMM na sapata polar

F_P = FMM no corpo do polo

F_{YR} = FMM na coroa do rotor

Nb_{CAMPO} = Número de espiras do enrolamento de campo em uma sapata polar

I_{CAMPO} = Corrente de campo

Pode-se visualizar na Figura 11 que os caminhos magnéticos utilizados passam pelo entreferro mínimo, pelos dentes e coroa do estator e rotor, pela sapata polar e pelo corpo do polo. Além disso, o circuito magnético será o mesmo que o apresentado na Figura 11, para qualquer GSTPS, apenas quando a relação de ranhuras por polo e por fase (q_r) for igual a um número inteiro.

De forma geral, o cálculo da FMM em cada parte do circuito magnético pode ser sintetizado a partir das Equações (2.6) e (2.7):

$$B = \frac{\phi}{Area} K_B \quad (2.6)$$

$$FMM = H_B l K_F \quad (2.7)$$

Cada parte do circuito magnético é associada a uma indução média (B) e a uma força magnetomotriz (FMM), sendo que os valores de indução e de campo magnético são considerados constantes nas regiões onde são calculados.

No material ferromagnético, os valores de B estão associados ao fluxo magnético (ϕ) e a área transversal (Área) deste componente, podendo também estar associados a um coeficiente adimensional K_B , utilizado para corrigir o valor da indução média.

Para o cálculo da FMM , o valor do campo magnético H_B é associado a partir do valor de indução média B calculada anteriormente, obtido através da curva $B \times H$ do material ferromagnético. Além disso, da mesma forma que K_B , o coeficiente K_F representa uma correção da FMM do circuito magnético. Tanto o coeficiente K_B como o coeficiente K_F podem ser obtidos de forma analítica, gráfica ou por métodos de simulação numérica.

No cálculo de todo o circuito magnético, o valor do fluxo magnético ϕ em cada componente é obtido com base nos valores de $B_{\delta M}$ ou de sua componente fundamental $B_{\delta 1}$, relacionado pela Equação (2.2).

Os valores de indução $B_{\delta M}$ apresentados na Tabela 1 e utilizados no cálculo podem estar associados ao projeto de uma máquina, ou na maneira de se obter a forma de onda de tensão a vazio da máquina.

Tabela 1 - Faixa de valores de indução no entreferro de GSTPS

$B_{\delta 1}$ [T]	0,85-1,05
--------------------	-----------

Fonte: [9, p. 283]

2.4. ENTREFERRO MÍNIMO

A FMM localizada no entreferro mínimo pode ser calculada pela Equação (2.8):

$$F_G = \frac{B_{\delta 1} g_{MIN} K_{CTOTAL}}{\mu_0} \quad (2.8)$$

Onde:

$B_{\delta 1}$ = Amplitude da componente fundamental de indução magnética no entreferro

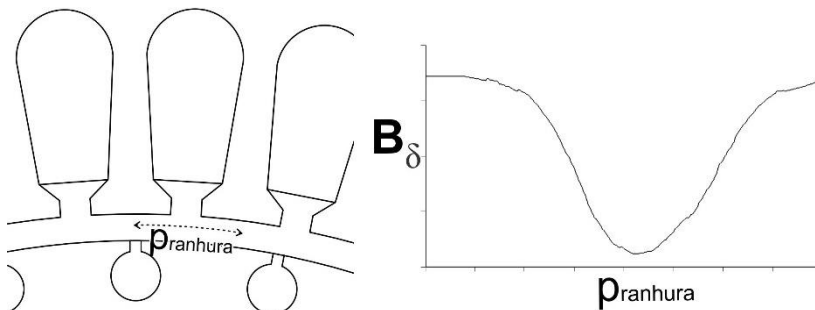
g_{MIN} = Entreferro mínimo ou entreferro nominal

K_{CTOTAL} = Fator de Carter total

μ_0 = Permeabilidade magnética do ar ou do vácuo ($\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ H/m)

O fator de Carter é utilizado para considerar o aumento da FMM no entreferro devido aos dentes. Este efeito pode ser observado pela mudança no comportamento da indução devido às ranhuras, conforme mostrado na Figura 12.

Figura 12 – Variação de indução magnética no entreferro devido à ranhura



Considerando as ranhuras do estator e rotor [9], o fator de Carter pode ser obtido pela Equação (2.9):

$$K_{C_{TOTAL}} = K_{CS}K_{CR} \quad (2.9)$$

Onde:

K_{CS} = coeficiente de Carter devido às ranhuras do estator

K_{CR} = coeficiente de Carter devido às ranhuras do rotor

O coeficiente K_{CS} pode ser calculado através da Equação (2.10):

$$K_{CS} = \frac{p_{RS}}{p_{RS} - k_{C1}b_{RS1}} \quad (2.10)$$

Onde:

p_{RS} = Passo de ranhura do estator

b_{RS1} = Largura de ranhura do estator

Onde k_{C1} é dado por:

$$k_{C1} = \frac{\frac{b_{RS1}}{g_{MIN}}}{5 + \frac{b_{RS1}}{g_{MIN}}}$$

O coeficiente K_{CR} pode ser calculado através da Equação (2.11) :

$$K_{CR} = \frac{p_{RR}}{p_{RR} - k_{C2}b_{RR1}} \quad (2.11)$$

Onde:

p_{RR} = Passo de ranhura do rotor

b_{RR1} = Largura de ranhura do rotor

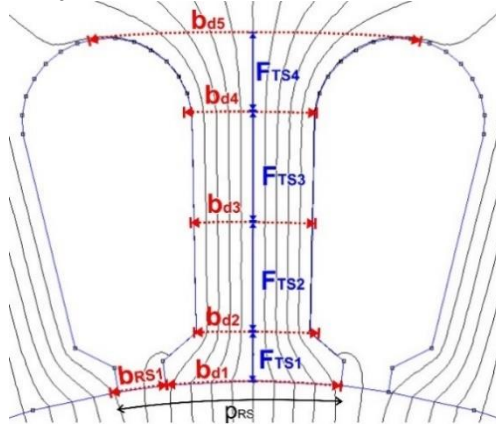
Onde k_{C2} é dado por:

$$k_{C2} = \frac{\frac{b_{RR1}}{g_{MIN}K_{CS}}}{5 + \frac{b_{RR1}}{g_{MIN}K_{CS}}}$$

2.5. DENTE DO ESTATOR

A FMM no dente do estator é obtida através da sua divisão em quatro partes, conforme apresenta a Figura 13:

Figura 13 - Distribuição de FMM no dente do estator



Onde:

b_{RS1} = Largura de ranhura do estator

p_{RS} = Passo de ranhura do estator

b_{d1} = Largura do dente na posição 1

b_{d2} = Largura do dente na posição 2

b_{d3} = Largura do dente na posição 3

b_{d4} = Largura do dente na posição 4

b_{d5} = Largura do dente na posição 5

Dessa forma, a F_{TS} será:

$$F_{TS} = F_{TS1} + F_{TS2} + F_{TS3} + F_{TS4} \quad (2.12)$$

A FMM é calculada separadamente para cada parte. Inicialmente, o valor de indução média no F_{TS1} é obtido a partir da Equação (2.13):

$$B_{d1s} = \frac{B_{\delta 1} p_{RS}}{k_{FE} b_{md1}} \quad (2.13)$$

Onde:

$B_{\delta 1}$ = Amplitude da componente fundamental da indução magnética no entreferro

p_{RS} = Passo de ranhura do estator

B_{dl_s} = Indução média associada a F_{TS1}
 k_{FE} = Fator de empilhamento das chapas
 b_{md1} = Valor médio de b_{d1} e b_{d2} .

A Equação (2.13) considera que todo o fluxo associado ao passo de ranhura atravessa a largura do dente b_{md1} , o que é válido para valores de B_{dl_s} não saturados. A referência [9, p. 174] apresenta informações sobre como considerar a saturação nas ranhuras.

A partir do valor de B_{dl_s} , o valor de F_{TS1} pode ser calculado por:

$$F_{TS1} = H_{dl_s} l_1 \quad (2.14)$$

Onde:

H_{dl_s} = Campo magnético obtido da curva BxH associada à B_{dl_s}
 l_1 = Comprimento associado a F_{TS1}

Para o cálculo de F_{TS2} , F_{TS3} e F_{TS4} , inicialmente, se consideram os valores médios das induções magnéticas com base de B_{dl_s} , de forma que:

$$B_{dns} = \frac{B_{dl_s} b_{md1}}{b_{mdn}} \quad (2.15)$$

Onde:

B_{dl_s} = Indução média associada à F_{TS1}
 B_{dns} = Indução média associada à F_{TSN}
 n = Parte da ranhura calculada (2, 3 e 4)
 b_{md1} = Valor médio de b_{d1} e b_{d2} .
 b_{mdn} = Valor médio de b_{dn} e b_{dn+1} .

Com base no valor de B_{dns} , calcula-se F_{TSN} , de forma que:

$$F_{TSN} = H_{dns} l_n \quad (2.16)$$

Onde:

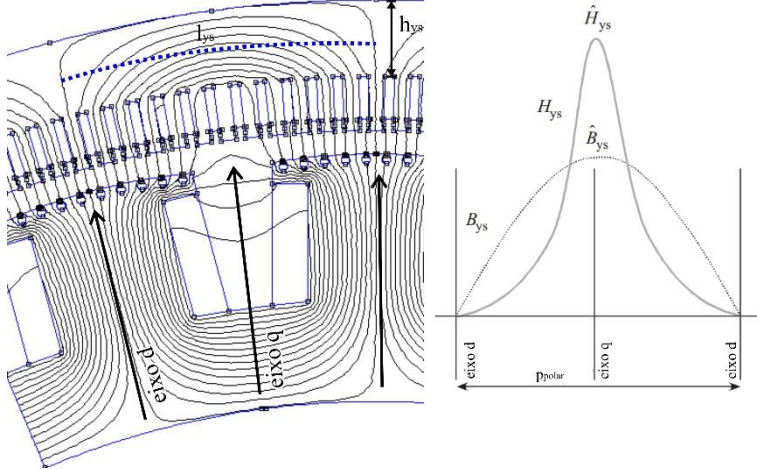
H_{dns} = Campo magnético obtido da curva BxH associado à B_{dns}
 l_n = Comprimento associado à F_{TSN}
 n = Parte da ranhura calculada (2, 3 e 4)
 F_{TSN} = FMM associada à parte do dente (2, 3 e 4)

2.6. COROA DO ESTATOR

O comportamento da FMM na coroa do estator é difícil de ser modelado, uma vez que os valores da indução magnética variam por todo

o comprimento da coroa e ainda apresentam um comportamento não linear. A Figura 14 ilustra a distribuição do fluxo magnético no gerador (esquerda) e o comportamento da indução e do campo magnético na coroa do estator (direita).

Figura 14 – Comportamento da distribuição de fluxo magnético (esquerda) e da indução e campo magnético na coroa do estator (direita).



Fonte: Adaptado de [9]

Percebe-se na forma de onda da Figura 14 que o pico da indução na coroa do estator localiza-se no eixo q e os valores mínimos ocorrem no eixo d. A partir dessas informações, o valor médio de indução na coroa do estator B_{ys} pode ser obtido por [25]:

$$B_{ys} = \frac{B_{\delta l} p_{polar}}{\pi h_{ys}} \quad (2.17)$$

Onde:

p_{polar} = Passo polar da máquina

h_{ys} = Largura da coroa do estator

A FMM na coroa do estator F_{ys} é calculada por:

$$F_{ys} = H_{ys} l_{ys} K_{ys} \quad (2.18)$$

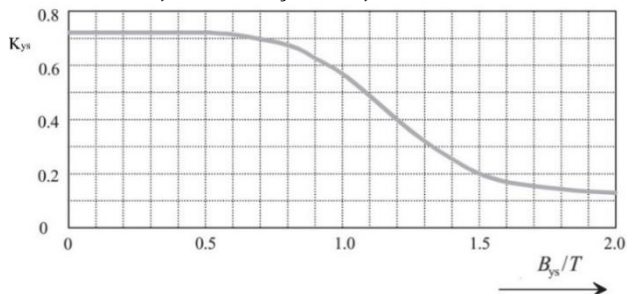
Onde:

H_{ys} = Campo magnético obtido da curva BxH associado a B_{ys}

l_{ys} = Comprimento da coroa do estator

O coeficiente K_{ys} depende da indução magnética no entreferro, do nível de saturação da máquina e de suas dimensões. Segundo [9], seu valor pode ser obtido com uma boa aproximação a partir da curva mostrada na Figura 15.

Figura 15 - Valores de K_{ys} como função de B_{ys}



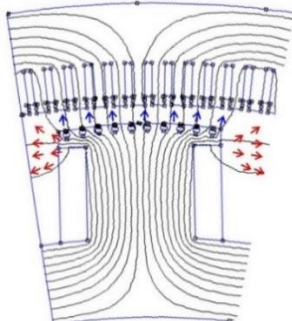
Fonte: Adaptado de [9]

As Equações (2.17) e (2.18) são satisfatórias para coroas que não possuem qualquer tipo de furação. No caso de existência de furos, podem-se utilizar simulações numéricas ou ainda utilizar o método de circuito magnético múltiplo [29].

2.7. CÁLCULO DOS FLUXOS MAGNÉTICOS

No entreferro de GSTPS, existem dois fluxos magnéticos principais a serem calculados, sendo eles o fluxo útil e o fluxo de dispersão, ilustrados na Figura 16.

Figura 16 - Distribuição dos fluxos magnéticos no entreferro de GSTPS



O fluxo útil (em azul) representa o fluxo gerado pela corrente no enrolamento da sapata polar e que atravessa os enrolamentos do estator. O fluxo de dispersão (em vermelho) é aquele que apesar de ser gerado pela corrente no enrolamento da sapata polar, atravessa diretamente o espaço intra-polar e não participa da geração de tensão induzida (não cruza o entreferro).

O fluxo magnético útil $\phi_{\delta A}$ pode ser calculado através da Equação (2.19):

$$\phi_{\delta A} = \frac{2}{\pi} B_{\delta 1} p_{polar} l_{mag} k_{FE} \quad (2.19)$$

Onde:

p_{polar} = Passo polar

l_{mag} = Comprimento do pacote do estator

k_{FE} = Fator de empilhamento das chapas

$B_{\delta 1}$ = Amplitude da componente fundamental da indução magnética no entreferro

O fluxo magnético de dispersão $\phi_{\delta D}$ pode ser obtido através da Equação (2.20) [25]:

$$\phi_{\delta D} = P_{\delta D} F_{\delta D} \quad (2.20)$$

Onde:

$P_{\delta D}$ = Permeância de dispersão no entreferro

$F_{\delta D}$ = FMM de dispersão no entreferro

Segundo [25], a $P_{\delta D}$ pode ser obtida através das Equações (2.21) a (2.23):

$$P_{\delta D} = 2\mu_0 (\lambda_p + \lambda_f) l_{pi} \quad (2.21)$$

$$\lambda_p = \frac{h_{ps1}}{(b_{r1} + b_{r2})} + \frac{1}{3} \frac{h_{ps2}}{(b_{r2} + b_{r3})} + \frac{1}{3} \frac{h_{p1}}{(b_{r3} + b_{r4})} \quad (2.22)$$

$$\lambda_f = \frac{5g_a K_{C_{TOTAL}} / (2b_{r1})}{5 + (4g_a K_{C_{TOTAL}} / (2b_{r1}))} \quad (2.23)$$

Onde:

g_a = Valor médio do entreferro no espaço intra-polar

$K_{C_{TOTAL}}$ = Fator de Carter total

l_{pi} = Comprimento do pacote do rotor

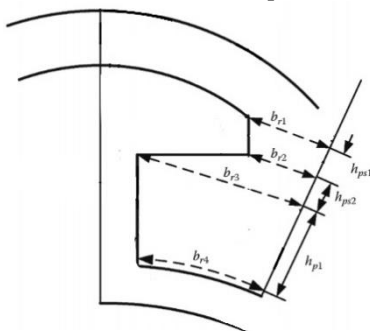
O valor de g_a pode ser obtido pela Equação (2.24):

$$g_a = g_{MIN} + \frac{g_{MAX} - g_{MIN}}{2 \sin^2(\alpha_{sap} \pi 0,5)} \left(1 - \frac{\sin(\alpha_{sap} \pi)}{\alpha_{sap} \pi} \right) \quad (2.24)$$

A Equação (2.24) é obtida com base em uma função específica do entreferro no espaço intra-polar. Seu equacionamento está apresentado no Apêndice A.

No cálculo das Equações (2.22) e (2.23), a definição das dimensões utilizadas está apresentada na Figura 17:

Figura 17 - Dimensões utilizadas no fluxo de dispersão



Fonte: Adaptado de [25]

A $F_{\delta D}$ representa a FMM do entreferro e do estator, podendo ser calculada através da Equação (2.25):

$$F_{\delta D} = 2(F_G + F_{TS}) + F_{YS} \quad (2.25)$$

2.8. DENTE DO ROTOR

As induções e a FMM no dente do rotor podem ser obtidas de forma semelhante à F_{TS} , de forma que:

$$B_{DNR} = \frac{B_{\delta 1} p_{RR} l_{pi}}{b_{mdNr}} \quad (2.26)$$

$$F_{TNR} = H_{DN} l_{NTR} \quad (2.27)$$

Onde:

B_{DNR} = Indução média no dente do rotor associada à parte N

p_{RR} = Passo de ranhura do rotor

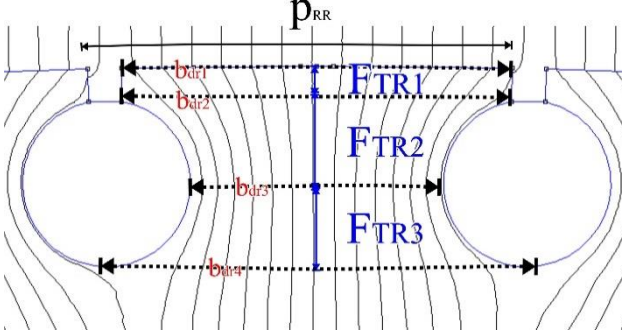
l_{pi} = Comprimento do pacote do rotor

n = Parte calculada das divisões do dente do rotor (1, 2 ou 3)

b_{mdNr} = Valor médio de b_{mdNr} e b_{mdNr+1} .

A Figura 18 apresenta as definições das variáveis utilizadas.

Figura 18 - Definições das geometrias do dente do rotor



2.9. SAPATA POLAR

O fluxo magnético que atravessa a sapata polar é composto pelo $\phi_{\delta A}$ e $\phi_{\delta D}$, contudo não é todo o fluxo de dispersão que atravessa a sapata. Considerando isso, a indução associada à sapata polar é calculada através da Equação (2.28):

$$B_{ps} = \frac{\frac{1}{\pi} B_{\delta l} p_{polar} l_{mag} + C_{ps} \phi_{\delta D}}{l_{pi} (0,5 b_{sp})} \quad (2.28)$$

Onde:

b_{sp} = Largura da sapata polar

A variável C_{ps} representa o quanto do fluxo $\phi_{\delta D}$ atravessa a sapata polar, podendo variar entre 0,3 a 0,5 [25]. Assim, a F_{PS} é calculada por:

$$F_{PS} = H_{PS} l_{PS} \quad (2.29)$$

Onde:

H_{PS} = Campo magnético associado à B_{ps}

l_{PS} = Comprimento sapata polar

2.10. CORPO DO POLO

De forma semelhante à F_{PS} , a indução magnética no corpo do polo pode ser obtida através de:

$$B_p = \frac{\frac{1}{\pi} B_{\delta 1} p_{polar} l_{mag} + C_p \phi_{\delta D}}{l_{pi}(0,5b_{cp})} \quad (2.30)$$

Onde:

b_{cp} = Largura do corpo do polo

A variável C_p representa o quanto do $\phi_{\delta D}$ atravessa a sapata polar, podendo variar entre 0,75 a 0,85 [25]. Assim, a F_p é calculada por:

$$F_p = H_p l_p \quad (2.31)$$

Onde:

H_p = Campo magnético associado a B_p

l_p = Comprimento do corpo do polo

2.11. COROA DO ROTOR

Na coroa do rotor, os fluxos magnéticos $\phi_{\delta A}$ e $\phi_{\delta D}$ atravessam totalmente a coroa. Dessa forma, o valor da indução magnética na coroa do rotor é:

$$B_{YR} = \frac{\frac{1}{\pi} B_{\delta 1} p_{polar} l_{mag} + \phi_{\delta D}}{l_{pi} h_{YR}} \quad (2.32)$$

Onde:

h_{YR} = Largura da coroa do rotor

A FMM associada à coroa do rotor pode ser calculada por:

$$F_{YR} = H_{YR} l_{YR} \quad (2.33)$$

Onde:

H_{YR} = Campo magnético associado a B_{YR}

l_{YR} = Comprimento da coroa do rotor

2.12.CÁLCULO DA FMM TOTAL

Associado ao cálculo da FMM em cada componente está também o valor da FMM total no circuito magnético obtida pela Equação (2.34):

$$FMM_{TOTAL} = 2(F_G + F_{TS} + F_{TR} + F_{PS} + F_P) + F_{YR} + F_{YS} \quad (2.34)$$

Uma das informações obtidas da FMM_{TOTAL} está relacionada com a corrente de campo, obtida pela Equação (2.35):

$$I_{CAMPO} = \frac{FMM_{TOTAL}}{2Nb_{CAMPO}} \quad (2.35)$$

Onde:

Nb_{CAMPO} = Número de espiras do enrolamento de campo em uma sapata polar

Outra informação que pode ser retirada é o fator de saturação ks , obtido através da Equação (2.36):

$$ks = \frac{FMM_{TOTAL}}{2F_G} - 1 \quad (2.36)$$

O fator de saturação ks é utilizado para considerar a saturação do circuito magnético e para corrigir algumas equações analíticas. Do ponto de vista de projeto, este valor deve ser menor que 0,25 [25].

2.13.CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE O CÁLCULO DO CIRCUITO MAGNÉTICO COM TENSÃO A VAZIO

Este capítulo apresenta os conceitos e as equações relacionadas ao cálculo do circuito magnético com tensão a vazio.

Nesse contexto, pode-se destacar inicialmente que a obtenção de todas as dimensões do gerador apresentadas nesse capítulo é uma tarefa difícil e onerosa. No estudo de caso, alguns valores dessas medidas são possíveis de obter apenas utilizando o desenho 2D de CAD do gerador.

É importante ressaltar que as equações apresentadas nas seções 2.4 a 2.12 são as equações utilizadas na metodologia analítica.

CAPÍTULO 3

CÁLCULO ANALÍTICO DE PARÂMETROS

Este capítulo apresenta as informações de cálculo e de análise que devem ser utilizadas a partir do circuito magnético com tensão a vazio e apresenta também o cálculo dos valores dos parâmetros do gerador.

O método analítico para obter os valores dos parâmetros do gerador é largamente utilizado, pois apresenta algumas vantagens em relação a outros métodos, como por exemplo:

- Rápido processamento de dados;
- Uma visão geral de várias dimensões do gerador ainda na fase de projeto;
- Uma estimativa inicial, caso se deseje modificar um gerador já adquirido.

Contudo, obter os valores e as informações sobre os parâmetros de GSTPS a partir de dados geométricos é de elevada dificuldade, intrínseca ao estudo de máquinas elétricas e ao estudo do eletromagnetismo aplicado.

Assim, esse capítulo apresenta um conjunto de equações para obter os valores de parâmetros do gerador em regime permanente tendo como principal base as informações apresentadas pelas bibliografias [9], [25] e [32], e as informações apresentadas no capítulo 2. Busca-se mostrar o efeito físico que cada parâmetro está relacionado e citam-se algumas referências recomendadas para um aprofundamento das informações apresentadas. Nesse contexto, os valores dos parâmetros relacionados ao circuito equivalente são:

V_{FASE} = Tensão eficaz de fase a vazio

X_{dns} = Reatância de eixo direto não saturada

X_{qns} = Reatância de eixo de quadratura não saturada

r_S = Resistência do estator por fase

Além disso, os parâmetros elétricos a serem calculados são:

V_{LINHA} = Tensão eficaz de linha a vazio

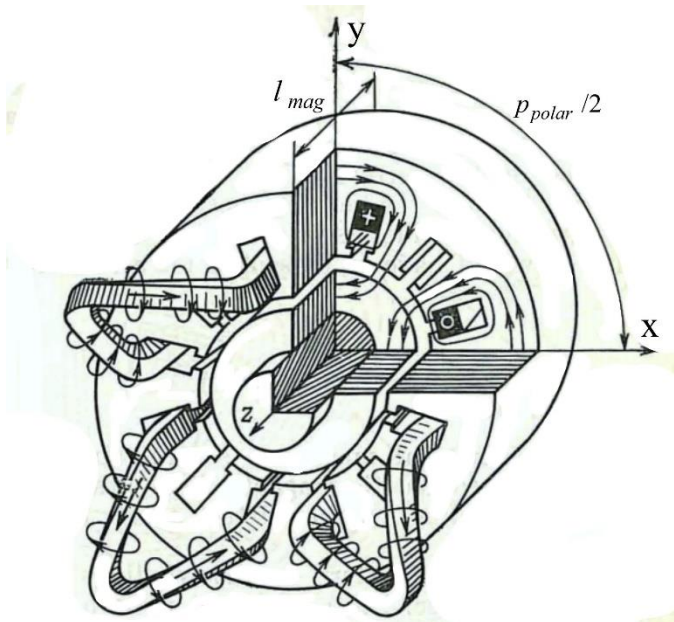
THD = Distorção harmônica total

X_p = Reatância de Potier

Para a determinação analítica desses parâmetros, algumas premissas iniciais devem ser consideradas. Na teoria de máquinas elétricas ([9], [25], [30], [31], [33], [34]) várias simplificações são feitas para obter de forma analítica o campo magnético e as características de enrolamento de máquinas.

A premissa inicial considera que a corrente nos enrolamentos se repetirá periodicamente, e assim o campo magnético também se repetirá periodicamente em todos os polos da máquina. Dessa forma, no cálculo do campo magnético e de linhas de fluxo, é suficiente considerar suas variações apenas em um passo polar ou à sua metade. A Figura 19 ilustra a distribuição das linhas de fluxo magnético em uma máquina simplificada.

Figura 19 - Distribuição das linhas de fluxo magnético em uma máquina simplificada



Fonte: Adaptado de [30]

Outra premissa é considerar a permeabilidade do material ferromagnético muito maior que a permeabilidade do ar, o que pode ser considerado para induções magnéticas no material de até 2,0 [T] e deve ser averiguado a partir de valores obtidos no cálculo do circuito

magnético com tensão a vazio e na curva BxH específica do material utilizado.

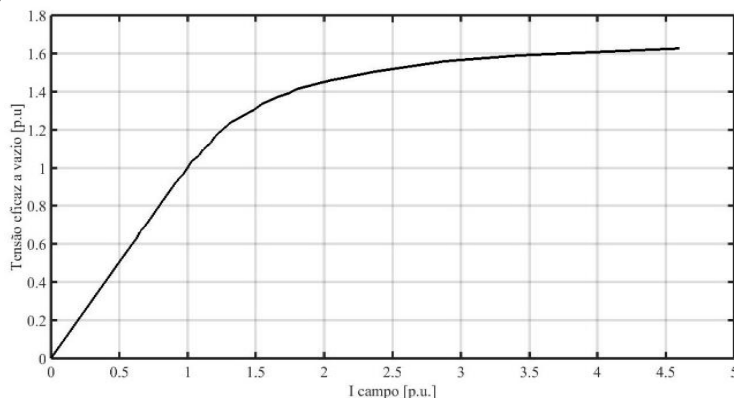
Tendo como base essas considerações, o gerador pode ser tratado a partir do princípio de superposição, ou seja, o campo magnético e os parâmetros totais (como indutâncias) são obtidos a partir do somatório de cada efeito calculado separadamente, considerando que o enrolamento e a corrente se repetem a cada par de polos.

Como consequência, as equações e a metodologia de cálculo analítico dos parâmetros, apresentadas neste capítulo, são válidas apenas onde os níveis de indução magnética ficam abaixo dos valores de saturação e onde o número de ranhuras por polo e por fase (q_r) é igual a um número inteiro. A análise e o cálculo com níveis de saturação e enrolamentos fracionários não é apresentada nessa dissertação.

3.1. TENSÃO INDUZIDA NOS ENROLAMENTOS

Em GSTPS, a curva de tensão a vazio é mostrada na Figura 20.

Figura 20 - Curva de tensão a vazio



Nos pontos de tensão e de corrente de campo nominais, o gerador está na região linear de trabalho e conforme há o aumento da corrente de campo, o gerador começa a entrar na região de saturação. Além disso, esse ponto de valores nominais pode estar mais próximo ou mais longe do ponto de saturação, dependendo da aplicação e da validação experimental dos valores calculados.

Para o cálculo de tensão a vazio, existem duas informações que devem ser obtidas inicialmente: o valor da indução $B_{\delta n}$ e as características

do enrolamento para cada harmônica. O valor de $B_{\delta n}$ é obtido do cálculo do circuito magnético com tensão a vazio e as características do enrolamento para cada harmônica são obtidas com base nos dados do enrolamento utilizado. Assim, com base nessas duas informações, pode-se realizar o cálculo de tensão a vazio demonstrado nas próximas seções.

3.1.1. Decomposição harmônica da indução magnética

A seção 2.2 apresenta os conceitos relacionados ao eletromagnetismo aplicado de GSTPS. Assim, o modelo magnético é utilizado para obter analiticamente a decomposição harmônica da indução magnética no entreferro, tendo como base o seu valor máximo ($B_{\delta M}$).

Nesse aspecto, busca-se então obter o valor da harmônica de indução no entreferro de ordem n ($B_{\delta n}$) com base no valor de $B_{\delta M}$ e no coeficiente de decomposição de harmônica n (C_n), representados matematicamente pela Equação (3.1).

$$B_{\delta n} = B_{\delta M} (C_n) \quad (3.1)$$

Onde:

$B_{\delta M}$ = Valor de indução máxima no entreferro

$B_{\delta n}$ = Amplitude da indução magnética no entreferro de harmônica n

n = Ordem da harmônica

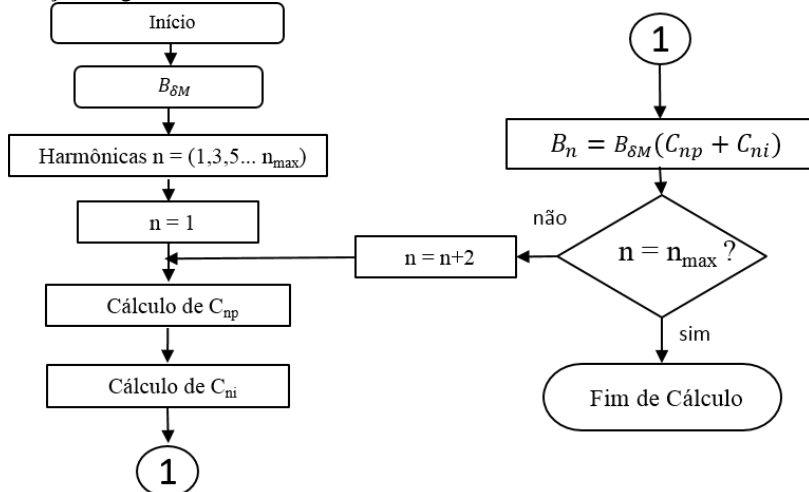
C_n = Relação entre $B_{\delta n}$ e $B_{\delta M}$

Os valores de C_n calculados devem ser obtidos a partir do modelo magnético analítico. Conforme destaque na Equação (2.3), o modelo utilizado na metodologia da dissertação leva em consideração os espaços intra-polar (C_{np}) e inter-polar (C_{ni}) e, dessa forma, a Equação (3.1) é reescrita pela Equação (3.2).

$$B_{\delta n} = B_{\delta M} (C_{np} + C_{ni}) \quad (3.2)$$

Assim, com base nos valores de C_n utilizados, é possível realizar o cálculo de todas as harmônicas $B_{\delta n}$, o que está representado no fluxograma da Figura 21.

Figura 21 - Fluxograma para determinação da decomposição harmônica de indução magnética no entreferro



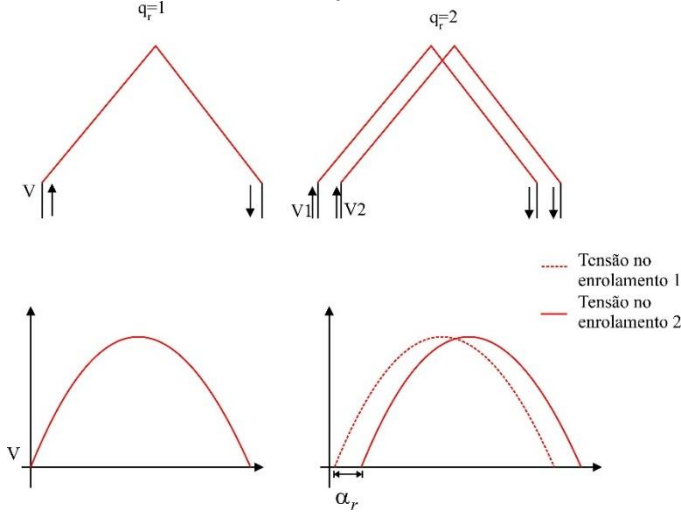
3.1.2. Enrolamentos da armadura

Os enrolamentos de armadura utilizados em GSTPS têm como principal objetivo entregar potência ativa ao sistema elétrico. O tipo de enrolamento utilizado pode variar conforme fatores econômicos, técnicos ou de especificação e, assim, a sua escolha ou compreensão deve ser realizada criteriosamente.

Realizada a escolha de um enrolamento, suas características são analisadas separadamente para assim verificar seu efeito global, sendo que essas características estão relacionadas aos fatores de distribuição, fator de passo e fator de inclinação.

O fator de distribuição é utilizado para determinar os efeitos que o número de ranhuras por polo e por fase (q_r) tem no gerador, o que pode ser exemplificado pela Figura 22.

Figura 22 - Efeitos do fator de distribuição



Comparando os enrolamentos de $q_r = 1$ e 2 , pode-se verificar que em q_r igual a 2 existe uma atraso, ou uma defasagem, na forma de onda da tensão de cada bobina. Assim, a defasagem angular α_r entre as tensões em cada bobina traz uma atenuação, ou diminuição, do valor total da tensão.

Conforme demonstrado por [9], o fator de distribuição para uma determinada harmônica n pode ser calculado pela Equação (3.3):

$$Kd_n = \frac{\sin\left(\frac{nq_r\alpha_r}{2}\right)}{q_r \sin\left(\frac{n\alpha_r}{2}\right)} \quad (3.3)$$

Onde:

Kd_n = Fator de distribuição para harmônica n

q_r = Número de ranhuras por polo e por fase

α_r = Ângulo de deslocamento fasorial

n = Ordem de harmônica a ser calculada (1, 3, 5 ...)

O valor de α_r pode ser obtido pela Equação (3.4):

$$\alpha_r = \frac{360 p_{polos}}{Q_r} \quad (3.4)$$

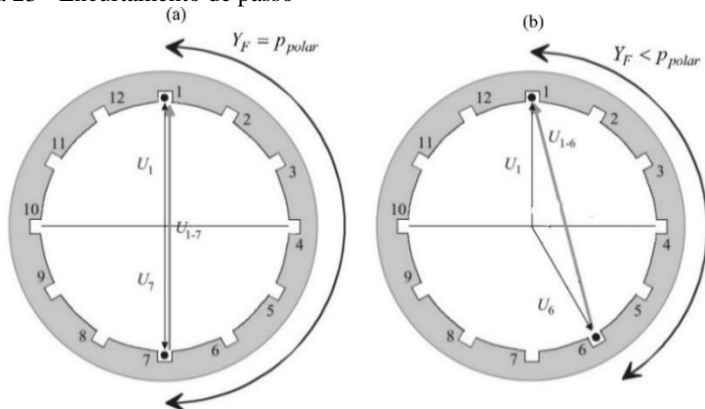
Onde:

p_{polos} = Número de pares de polos

Q_r = Número de ranhuras do estator

O fator de passo, ou fator de encurtamento de passo, é empregado para verificar os efeitos obtidos através da escolha do passo do enrolamento (Y_F) ser diferente do passo polar (p_{polar}), o que pode ser ilustrado pela Figura 23.

Figura 23 - Encurtamento de passo



Fonte: Adaptado de [9]

Na Figura 23(a) a bobina entra pela ranhura 1 e sai na ranhura 7, sendo o passo de enrolamento escolhido igual $= (7-1) = 6$, e o p_{polar} da máquina (em número de ranhuras) igual a 6. Nesse caso $Y_F = 6/6 = 1$ (passo pleno). Na Figura 23(b), a bobina entra pela ranhura 1 e sai na ranhura 6, sendo o passo de enrolamento escolhido igual $= (6-1) = 5$ e, dessa forma, $Y_F = 5/6$.

A escolha de Y_F é empregada principalmente para atenuar ou anular determinadas harmônicas de tensão e/ou da FMM, sendo que seus valores usuais estão entre $2/3$ e $5/6$ [35]. O fator de passo para uma determinada harmônica n pode ser obtido através da Equação (3.5) [9]:

$$Kp_n = \sin\left(n \frac{Y_F}{2}\right) \quad (3.5)$$

Onde:

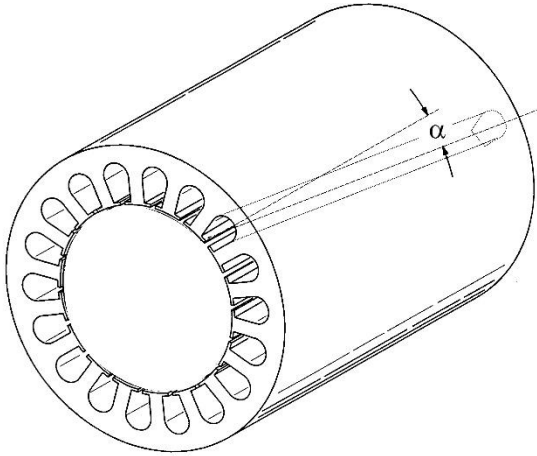
Kp_n = Fator de passo para harmônica n

n = Ordem de harmônica a ser calculada (1, 3, 5 ...)

Y_F = Relação entre o passo do enrolamento escolhido e o passo polar da máquina

O fator de inclinação, ou inclinação de ranhura, é utilizado quando o pacote de chapas do estator possui uma inclinação, o que pode ser visualizado na Figura 24.

Figura 24 - Inclinação de ranhuras do estator de 1 ranhura



Fonte: Adaptado de [36]

Em geral, a realização da inclinação de ranhura é utilizada para atenuar harmônicas, principalmente de tensão, sendo feita principalmente em 1 passo de ranhura. De acordo com [9], o fator de inclinação para cada harmônica pode ser calculado através da Equação (3.6):

$$K_{skw_n} = \frac{\sin\left(\frac{np_{RSKW}\pi}{p_{polar}^2}\right)}{\frac{np_{RSKW}\pi}{p_{polar}^2}} \quad (3.6)$$

Onde:

K_{skw_n} = Fator de inclinação para harmônica n

n = Ordem de harmônica a ser calculada (1, 3, 5 ...)

p_{RSKW} = Passo de inclinação de ranhura

p_{polar} = Passo polar da máquina

O valor de p_{RSKW} pode ser obtido multiplicando o número de ranhuras inclinadas e o passo de ranhura do estator. Além disso, quando não há inclinação de ranhuras, K_{skw_n} será sempre igual a 1.

Com isso, considerando os efeitos do enrolamento do estator, seu fator de enrolamento para cada harmônica pode ser calculado através da Equação (3.7):

$$K_{w_n} = K_{d_n} K_{p_n} K_{skw_n} \quad (3.7)$$

3.1.3. Cálculo da tensão induzida

A forma de onda da tensão induzida nos enrolamentos pode ser obtida a partir de sua decomposição harmônica, conforme destaque na Equação (3.8):

$$V_{fase}(t) = \sqrt{2}V_1 \sin(\omega t) + \sqrt{2}V_3 \sin(3\omega t) + \dots + \sqrt{2}V_{n_{max}} \sin(n_{max} \omega t) \quad (3.8)$$

Onde:

$V_{fase}(t)$ = Forma de onda da tensão no domínio do tempo

V_1 = Valor eficaz da tensão de saída para frequência fundamental

V_3 = Valor eficaz da tensão de saída para 3ª harmônica

$V_{n_{max}}$ = Valor eficaz da tensão de saída para harmônica relacionada à maior componente de indução calculada

A componente na frequência fundamental V_1 é calculada a partir da Equação (3.9):

$$V_1 = \frac{\frac{2}{\pi} B_{\delta 1} p_{polar} l_{mag} k_{fe} 2\pi f_{nom} N_{ES} K_{w1}}{\sqrt{2} a_p} \quad (3.9)$$

Onde:

$B_{\delta 1}$ = Amplitude da componente fundamental da indução magnética no entreferro

p_{polar} = Passo polar

l_{mag} = Comprimento do pacote do estator

k_{FE} = Fator de empilhamento das chapas

f_{nom} = Frequência nominal da rede

N_{ES} = Número de espiras do enrolamento do estator por fase

K_{w1} = Fator de enrolamento na frequência fundamental ($n = 1$)

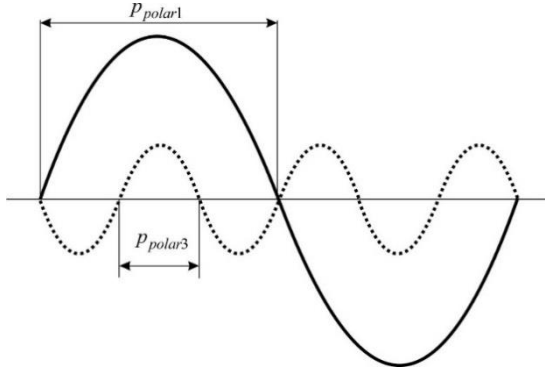
a_p = Número de caminhos em paralelo do enrolamento

Rearranjando a Equação (3.9), obtém-se:

$$V_1 = \frac{2\sqrt{2}B_{\delta 1} p_{polar} l_{mag} k_{fe} f_{nom} N_{ES} K w_1}{a_p} \quad (3.10)$$

As outras componentes harmônicas de tensão podem ser obtidas através da análise ilustrada na Figura 25.

Figura 25 - Análise de harmônicas de tensão



A linha escura e a linha tracejada representam as formas de onda da tensão para a frequência fundamental e da 3ª harmônica, respectivamente. Comparando o passo polar entre as harmônicas, pode-se verificar que o passo polar da 3ª harmônica é 3 vezes menor que o passo polar da frequência fundamental, o que pode ser reescrito como sendo:

$$P_{polar3} = \frac{P_{polar1}}{3} \quad (3.11)$$

De maneira genérica, o passo polar para uma frequência múltipla da fundamental ($n f_{nom}$) é obtida através da relação entre o passo polar e a ordem de harmônica n . Como consequência, o valor da tensão eficaz (V_n) para uma harmônica de ordem n em relação à frequência fundamental é:

$$V_n = \frac{2\sqrt{2}B_{\delta n} \frac{P_{polar}}{n} l_{mag} k_{fe} n f_{nom} N_{ES} K w_n}{a_p} \quad (3.12)$$

Relacionando as Equações (3.12) e (3.10) tem-se:

$$\frac{V_n}{V_1} = \frac{\frac{2\sqrt{2}B_{\delta n} \frac{P_{polar}}{n} l_{mag} k_{fe} n f_{nom} N_{ES} K w_n}{a_p}}{\frac{2\sqrt{2}B_{\delta 1} P_{polar} l_{mag} k_{fe} f_{nom} N_{ES} K w_1}{a_p}} \quad (3.13)$$

Rearranjando os termos da Equação (3.13), obtém-se:

$$\frac{V_n}{V_1} = \frac{B_{\delta n} K w_n}{B_{\delta 1} K w_1} \quad (3.14)$$

E assim, o valor de cada componente harmônica de tensão é calculado com base na fundamental, de forma que:

$$V_n = \frac{B_{\delta n} K w_n}{B_{\delta 1} K w_1} V_1 \quad (3.15)$$

A partir do valor de cada componente V_n , o valor da tensão eficaz de fase pode ser obtido.

$$V_{fase} = \sqrt{\sum_{n=1}^{n_{max}} V_n^2} \quad (3.16)$$

Inicialmente, para obter o valor da tensão eficaz de linha deve-se verificar o tipo de ligação dos enrolamentos (delta ou estrela). Para ligação do tipo estrela, além da relação de $\sqrt{3}$, conforme destaque de [9] e [30], as componentes harmônicas múltiplas de 3 são anuladas e, como consequência, as Equações (3.15) e (3.16) são reescritas:

$$V_n = \frac{B_{\delta n} K w_n}{B_{\delta 1} K w_1} V_1 \sqrt{3} \quad (3.17)$$

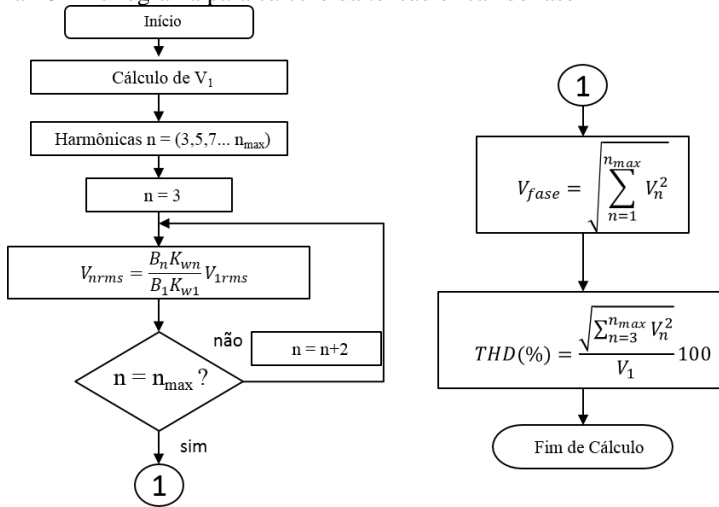
$$V_{linha} = \sqrt{\sum_{\substack{n=1 \\ n \neq 3,6,9 \dots}}^{n_{max}} V_n^2} \quad (3.18)$$

De posse dos valores de cada harmônica de tensão, a distorção harmônica total (THD), utilizada na dissertação, pode ser calculada através da Equação (3.19):

$$THD(\%) = \frac{\sqrt{\sum_{n=3,5,7}^{n_{max}} V_n^2}}{V_1} 100 \quad (3.19)$$

De forma geral, os cálculos de V_{fase} e da THD podem ser visualizados no fluxograma da Figura 26.

Figura 26 - Fluxograma para cálculo da tensão eficaz de fase



3.2. INDUTÂNCIAS

A determinação de indutâncias em uma máquina elétrica é uma tarefa onerosa, pois as inúmeras possibilidades de processo de fabricação e o elevado número de conceitos aplicados tornam essa tarefa difícil. De forma a simplificar o cálculo das indutâncias, os diversos conceitos são tratados separadamente, para assim relacioná-los e obter seus valores totais.

3.2.1. Indutância magnetizante

Os enrolamentos de armadura, as dimensões do gerador e o material ferromagnético definem uma das principais indutâncias do gerador, denominada como indutância magnetizante.

A expressão que determina a indutância magnetizante considera apenas a componente fundamental da corrente do estator e seu enlace de fluxo magnético. Para enrolamentos trifásicos, a indutância magnetizante pode ser calculada através da Equação (3.20) [9].

$$L_{mag} = \frac{6\mu_0}{\pi^2} \frac{p_{polar} l_{mag} \left(\frac{N_{es}}{a_p} Kw_1 \right)^2}{p_{polos} g_{MIN} Kc_{TOTAL}} \quad (3.20)$$

Onde:

p_{polar} = Passo polar

l_{mag} = Comprimento do pacote do estator

N_{ES} = Número de espiras do enrolamento do estator por fase

Kw_1 = Fator de enrolamento na frequência fundamental

a_p = Número de caminhos em paralelo do enrolamento

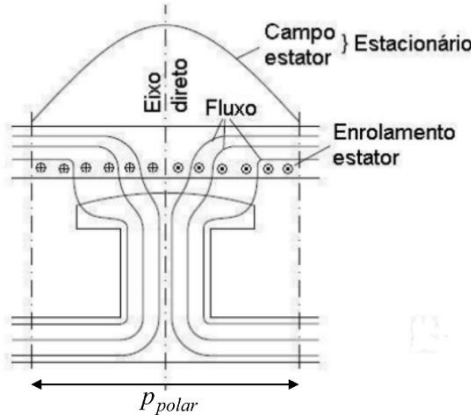
g_{MIN} = Entreferro mínimo

p_{polos} = Pares de polos da máquina

Kc_{TOTAL} = Fator de Carter total

3.2.2. Indutância magnetizante de eixo direto

Em GSTPS, quando o entreferro de eixo direto está localizado no centro do passo polar, existe um circuito magnético de menor relutância e que caracteriza a indutância magnetizante de eixo direto, conforme ilustrado na Figura 27.

Figura 27 - Localização de L_{md} 

Fonte: Adaptado de [26]

Para uma dada geometria, o valor de L_{md} pode ser obtido através da Equação (3.21) [25]:

$$L_{md} = L_{mag} \frac{K_{ad} C_1}{1 + ks} \quad (3.21)$$

Onde:

L_{md} = Indutância magnetizante de eixo direto

L_{mag} = Indutância magnetizante

K_{ad} = Fator de saliência de eixo direto

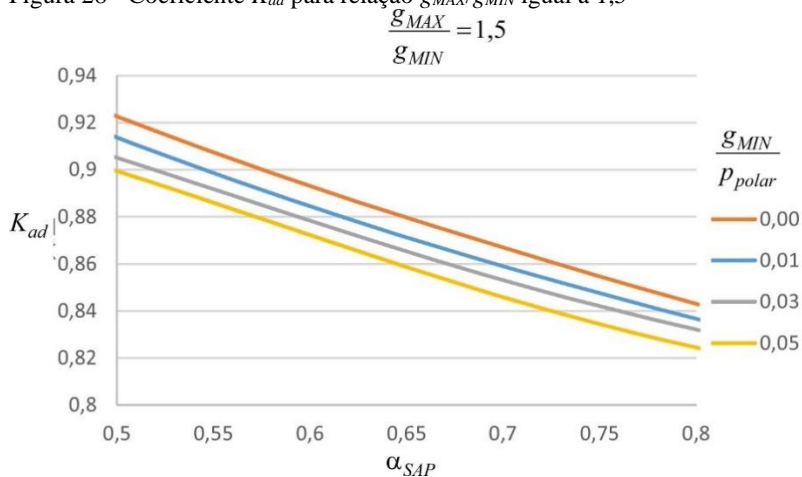
C_1 = Fator de campo

ks = Fator de saturação

Os valores de L_{mag} e C_1 são definidos nas Equações (3.20) e (2.3), respectivamente. O fator de saturação ks é definido pela Equação (2.36) e deve-se utilizar o valor obtido quando o circuito magnético com tensão a vazio (capítulo 2) corresponder ao valor da tensão nominal.

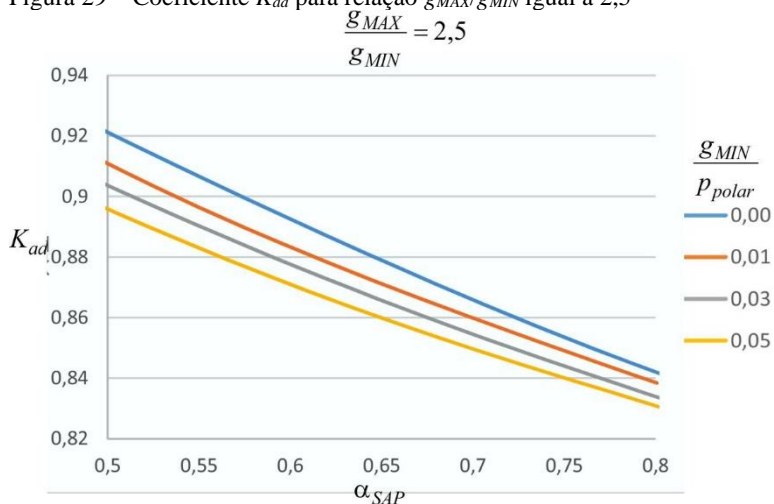
O coeficiente K_{ad} é obtido através de gráficos com base nas relações geométricas de g_{MIN} , g_{MAX} , p_{polar} e α_{sap} , conforme apresentado na Figura 28 e na Figura 29.

Figura 28 - Coeficiente K_{ad} para relação g_{MAX}/g_{MIN} igual a 1,5



Fonte: Adaptado de [25]

Figura 29 – Coeficiente K_{ad} para relação g_{MAX}/g_{MIN} igual a 2,5



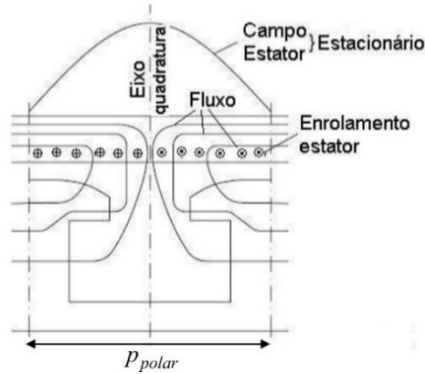
Fonte: Adaptado de [25]

No caso da relação de g_{MAX}/g_{MIN} ou g_{MIN}/p_{polar} ser diferente dos valores apresentados, pode-se utilizar uma interpolação linear.

3.2.3. Indutância magnetizante de eixo de quadratura

No momento em que o entreferro de eixo de quadratura localiza-se no centro do passo polar, há um circuito magnético de maior relutância e que caracteriza a indutância magnetizante de eixo de quadratura, conforme ilustrado na Figura 30.

Figura 30 - Localização de L_{mq}



Fonte: Adaptado de [26]

Para uma dada geometria, o valor de L_{mq} pode ser obtido através da Equação (3.22) [25]:

$$L_{mq} = L_{mag} \frac{K_{aq} C_1}{1 + ks} \quad (3.22)$$

Onde:

L_{mq} = Indutância magnetizante de eixo quadratura

L_{mag} = Indutância magnetizante

K_{aq} = Fator de saliência de eixo quadratura

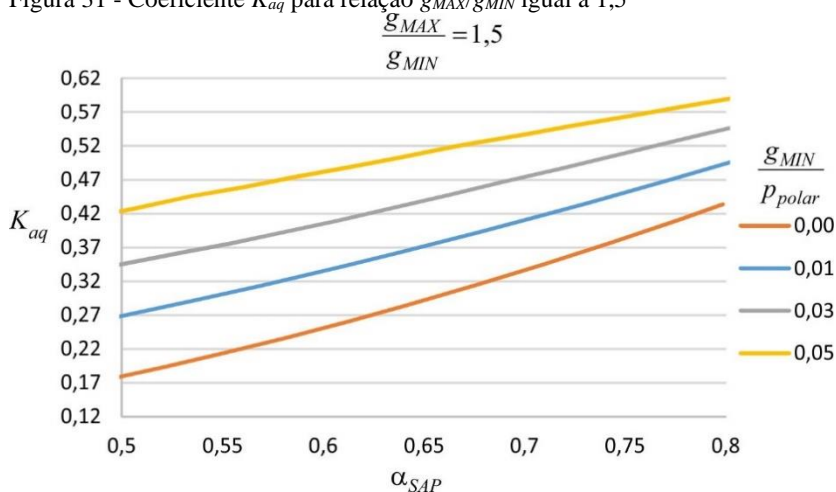
C_1 = Fator de campo

ks = Fator de saturação

O fator de saturação ks é definido pela Equação (2.36) e deve-se utilizar o valor obtido quando o circuito magnético com tensão a vazio (capítulo 2) corresponder ao valor da tensão nominal.

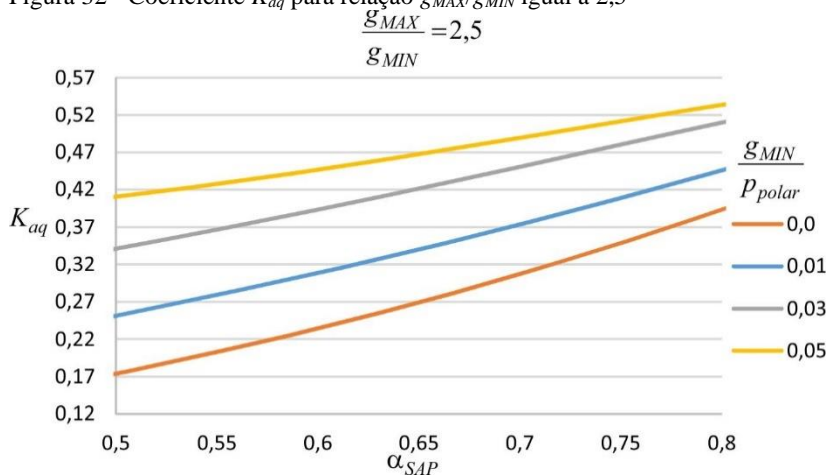
O coeficiente K_{aq} é obtido através de gráficos com base nas relações geométricas de g_{MIN} , g_{MAX} , p_{polar} e α_{sap} , conforme apresentado na Figura 31 e na Figura 32.

Figura 31 - Coeficiente K_{aq} para relação g_{MAX}/g_{MIN} igual a 1,5



Fonte: Adaptado de [25]

Figura 32 - Coeficiente K_{aq} para relação g_{MAX}/g_{MIN} igual a 2,5



Fonte: Adaptado de [25]

No caso da relação de g_{MAX}/g_{MIN} ou g_{MIN}/p_{polar} ser diferente dos valores apresentados, pode-se utilizar uma interpolação linear.

3.2.4. Indutâncias de dispersão

As indutâncias de dispersão do enrolamento de armadura estão relacionadas com a proporção de fluxo magnético que é gerado pela máquina, mas que não atua efetivamente na conversão eletromecânica de energia. O levantamento dos seus valores é utilizado principalmente para a caracterização da máquina em regime permanente e em regime transitório.

No caso de GSTPS, o circuito equivalente e as expressões para cálculo consideram os valores de dispersão constantes e que não se modificam conforme mudanças de carga ou mesmo com cargas não senoidais.

As indutâncias de dispersão que podem ser calculadas são:

$L_{\delta d}$ = Indutância de dispersão do entreferro ou diferencial

L_{rn} = Indutância de dispersão da ranhura

L_{tz} = Indutância de dispersão do topo do dente ou zig-zag

L_{cb} = Indutância de dispersão da cabeça de bobina

L_{sk} = Indutância de dispersão da inclinação de ranhura

De maneira geral, o cálculo de uma indutância de dispersão é obtido com base na Equação (3.23):

$$L_{dk} = 2\mu_0 \frac{\left(\frac{N_{es}}{a_p}\right)^2 l_{mag}}{p_{polos} q_r} \lambda_{ns} \quad (3.23)$$

Onde:

L_{dk} = Indutância de dispersão para um determinado efeito

N_{es} = Número de espiras do enrolamento do estator por fase

a_p = Número de caminhos em paralelo do enrolamento

l_{mag} = Comprimento do pacote do estator

p_{polos} = Número de pares de polos

q_r = Número de ranhuras por polo e por fase

λ_{ns} = Permeância para um determinado efeito

As variáveis N_{es} , a_p , p_{polos} , l_{mag} e q_r representam as dimensões e as características da máquina, e são fixas para uma geometria conforme o levantamento de cada tipo de indutância de dispersão. Porém, L_{dk} e λ_{ns} estão relacionados a cada efeito ($L_{\delta d}$, L_{rn} , ...), sendo que para cada L_{dk} , existe uma permeância não saturada (λ_{ns}) associada. Além disso, a

aplicação de uma λ_{ns} considera que a máquina não está saturada, o que caracteriza essas permeâncias como as permeâncias não saturadas. Para isso, deve-se verificar que o valor da indução magnética no dente não apresente saturação no material.

Para maior aprofundamento sobre as características de modelagem das permeâncias não saturadas, sugere-se a leitura da referência [29].

3.2.4.1. Dispersão de entreferro ou diferencial

A dispersão de entreferro [9] ou dispersão diferencial [32], é considerada para incluir a parcela da indutância de magnetização devida às harmônicas de enlace de corrente e de fluxo diferentes da frequência fundamental. Nas bibliografias estudadas ([9], [25], [32]) existe uma divergência entre sua nomenclatura, contudo a expressão utilizada para determiná-la é apresentada na Equação (3.24):

$$L_{\delta d} = L_{mag} \sigma_{\delta d} \quad (3.24)$$

Onde:

$L_{\delta d}$ = Indutância de dispersão do entreferro ou diferencial

L_{mag} = Indutância magnetizante

$\sigma_{\delta d}$ = Fator de dispersão de entreferro ou fator de dispersão diferencial

O $\sigma_{\delta d}$ leva em consideração as harmônicas de enlace de fluxo e de enrolamento de estator diferentes da frequência fundamental, conforme destaque na Equação (3.25).

$$\sigma_{\delta d} = \sum_{n=1}^{n=+\infty} \left(\frac{Kw_n}{nKw_1} \right)^2 \quad (3.25)$$

As harmônicas que devem ser empregadas na Equação (3.25) devem estar relacionadas ao enlace de corrente. De acordo com [9, p. 84], essas podem ser determinadas pela Equação (3.26):

$$n = 1 \pm 6c \quad (3.26)$$

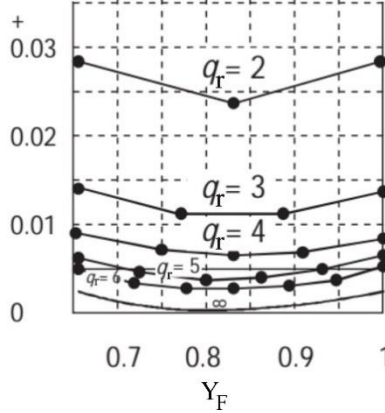
Onde:

n = Ordem das harmônicas

c = Constante de harmônicas de enlace de corrente (0, 1, 2, ...)

De forma a facilitar a determinação de $\sigma_{\delta d}$, [9] apresenta seus valores para enrolamentos de camada simples e dupla de forma gráfica, sendo necessário conhecer o número de ranhuras por polo e por fase (q_r) e do fator de passo (Y_F) da máquina, conforme ilustrado na Figura 33.

Figura 33 - Fator de dispersão de entreferro



Fonte: [9, p. 233]

Em [32], o $\sigma_{\delta d}$ é apresentado para enrolamentos de camada dupla através da Equação (3.27):

$$\sigma_{\delta dBO} = \frac{2\pi^2}{3Kw_1^2} \frac{5q_r^2 + 1 - \frac{3}{4}(1 - Y_F)(9q_r^2(1 - Y_F^2) + 1)}{12q_r^2} - 1 \quad (3.27)$$

Onde:

q_r = Número de ranhuras por polo e por fase

Y_F = Fator de passo

Kw_1 = Fator de enrolamento para a frequência fundamental

3.2.4.2. Dispersão de ranhura

A indutância de dispersão de ranhura é determinada pela parcela de fluxo que atravessa a ranhura e a abertura da ranhura, enlaçando o próprio enrolamento que a gerou. A sua determinação é obtida através da Equação (3.28).

$$L_{rn} = 2\mu_0 \frac{\left(\frac{N_{es}}{a_p}\right)^2 l_{mag}}{P_{polos} q_r} \lambda_{rn} \quad (3.28)$$

Onde:

L_{rn} = Indutância de dispersão de ranhura

λ_{rn} = Permeância de ranhura

A λ_{rn} leva em consideração a geometria da ranhura e o número de camadas do enrolamento. Em GSTPS, existe a possibilidade de uma grande gama de tipos de ranhuras, sendo aqui mostradas apenas as principais.

Para enrolamentos de camada dupla, conforme descrito por [9], a λ_{rn} é determinada pela Equação (3.29).

$$\lambda_{rn2PY} = k_1 \frac{h_4 - h'}{3b_4} + k_2 \left(\frac{h_3}{b_4} + \frac{h_1}{b_1} + \frac{h_2}{b_4 - b_1} \ln \frac{b_4}{b_1} \right) + \frac{h'}{4b_4} \quad (3.29)$$

Onde:

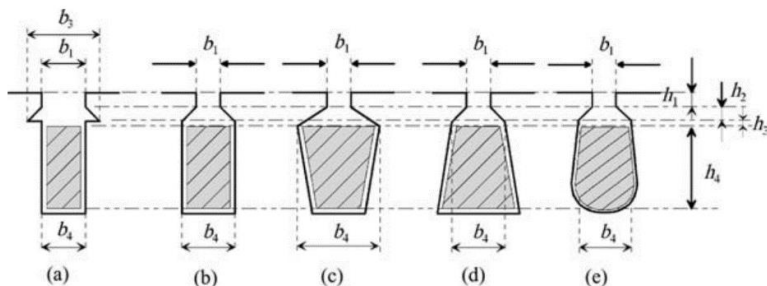
h' = Altura do separador de camada

$$k_1 = 1 - \frac{9}{16}(1 - Y_F)$$

$$k_2 = 1 - \frac{3}{4}(1 - Y_F)$$

Em todos os casos, as dimensões apresentadas são dadas em metros e as definições das dimensões estão ilustradas na Figura 34.

Figura 34 - Tipos de ranhura e definições das dimensões



Fonte: [9, p. 237]

Já [32] descreve a λ_{rm} para enrolamentos de camada dupla conforme Equação (3.30) para o tipo de ranhura apresentada na Figura 35:

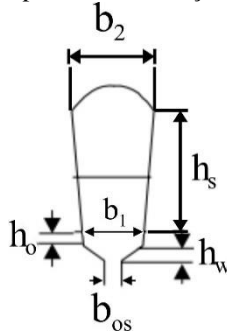
$$\lambda_{rm2BO} = \frac{2h_s + k_1}{3(b_1 + b_2)} + \left(\frac{h_{os}}{b_{os}} + \frac{h_0}{b_1} + \frac{3h_w}{b_1 + 2b_{os}} \right) k_2 \quad (3.30)$$

Onde:

$$k_2 = \frac{1 + 3Y_F}{4}$$

$$k_1 = \frac{1}{4} + \frac{3}{4} k_2$$

Figura 35 - Tipo de ranhura trapezoidal e definição das dimensões

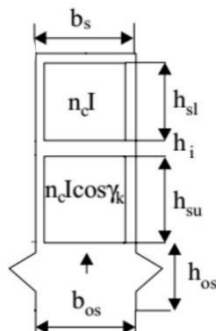


Fonte: [32, p. 27]

Outra opção para a λ_{rm} é apresentada na Equação (3.31) com a definição das dimensões na Figura 36.

$$\lambda_{rm2BO} = \frac{1}{4} \left[\frac{(h_{sl} + h_{su} \cos^2 \gamma_k)}{3b_s} + \frac{h_{su}}{b_s} + \frac{h_{sy} \cos \gamma_k}{b_s} + \frac{h_i}{b_s} + \frac{(1 + \cos \gamma_k)^2 \left(\frac{h_o}{b_s} + \frac{h_{os}}{b_{0s}} \right)}{4} \right] \quad (3.31)$$

Figura 36 – Tipo de ranhura quadrada e definição das dimensões



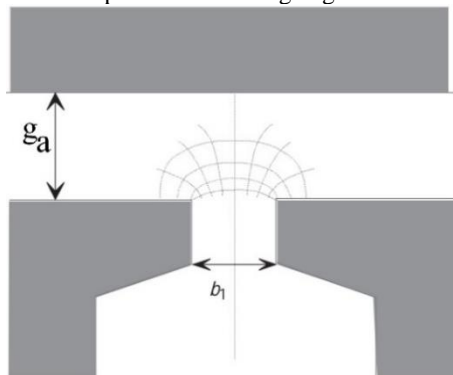
Fonte: [32, p. 126]

O ângulo γ_k é utilizado quando os condutores de cada camada pertencem ou não a fases diferentes. Caso os condutores pertençam à mesma fase, $\gamma_k = 0$, caso pertençam a fases diferentes, $\gamma_k = 60^\circ$.

3.2.4.3. Dispersão do topo do dente ou zig-zag

A indutância do topo do dente, ou zig-zag, é determinada pela magnitude do fluxo de dispersão fluindo no entreferro da parte aberta de uma ranhura, conforme ilustrado na Figura 37.

Figura 37 - Dispersão do topo do dente ou zig-zag



Fonte: [9, p. 245]

A indutância do topo do dente pode ser calculada através da Equação (3.32).

$$L_{tz} = 2\mu_0 \frac{\left(\frac{N_{es}}{a_p}\right)^2 l_{mag}}{p_{polos} q_r} \lambda_{tz} \quad (3.32)$$

Onde:

L_{tz} = Indutância do topo do dente ou zig-zag

λ_{tz} = Permeância do topo do dente ou zig-zag

De acordo com [9], a λ_{tz} pode ser calculada através da Equação (3.33):

$$\lambda_{tzPY} = \left(1 - \frac{3}{4} Y_F\right) \left(\frac{5 \left(\frac{g_a}{b_1}\right)}{5 + 4 \left(\frac{g_a}{b_1}\right)} \right) \quad (3.33)$$

Onde:

g_a = Valor médio do entreferro no espaço intra-polar

O valor de g_a é obtido pela Equação (2.24). A referência [25] apresenta a λ_{tz} pela Equação (3.34):

$$\lambda_{tzBO} = \frac{5 g_a \frac{K_{CTOTAL}}{b_1}}{5 + 4 g_a \frac{K_{CTOTAL}}{b_1}} \frac{(3Y_F + 1)}{4} \quad (3.34)$$

3.2.4.4. Dispersão da cabeça de bobina

Essa indutância de dispersão é resultado da parcela do fluxo magnético que passa pela cabeça de bobina do enrolamento do estator. A sua geometria e a grande gama de possibilidades de enrolamento tornam seu levantamento analítico uma tarefa complexa, sendo muitas vezes utilizados parâmetros empíricos ou obtidos de forma experimental.

Inicialmente, a indutância de dispersão da cabeça de bobina pode ser obtida através da Equação (3.35).

$$L_{cb} = 2\mu_0 \frac{\left(\frac{N_{es}}{a_p}\right)^2 l_{mag}}{p_{polos} q_r} \lambda_{cb} \quad (3.35)$$

Onde:

λ_{cb} = Permeância da cabeça de bobina

L_{cb} = Indutância de dispersão da cabeça de bobina

A λ_{cb} leva em consideração o tipo de enrolamento e o tamanho da cabeça de bobina. Em [9], λ_{cb} é obtida pela Equação (3.36).

$$\lambda_{cbPY} = q_r (2l_{ew} \lambda_{lew} + W_{ew} \lambda_W) \quad (3.36)$$

Onde:

l_{ew} = Comprimento axial da cabeça de bobina

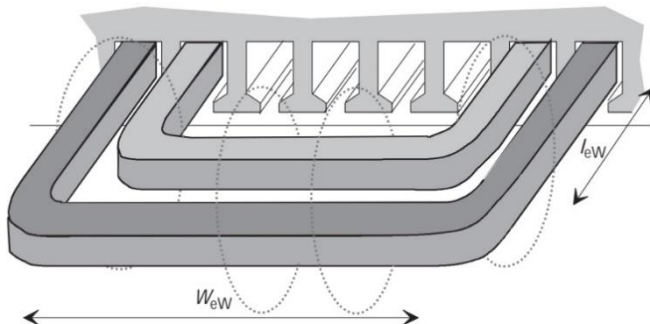
W_{ew} = Largura média da cabeça de bobina

λ_{lew} = Permeância da cabeça de bobina devido ao comprimento axial

λ_W = Permeância da cabeça de bobina devido à largura

As dimensões l_{ew} e W_{ew} estão indicadas na Figura 38.

Figura 38 - Dimensões da cabeça de bobina



Fonte: [9, p. 247]

As permeâncias λ_{lew} e λ_W para GSTPS, para os principais tipos de enrolamentos estão apresentados na Figura 39.

Figura 39 - Permeâncias da cabeça de bobina

Seção Transversal do Enrolamento	λ_{sew}	λ_w
	0.297	0.232
	0.324	0.215
	0.324	0.243
	0.440	0.170
	0.477	0.187
	0.518	0.138

Fonte: [9, p. 248]

Em [32], a λ_{cb} é apresentada para diversas configurações. Para enrolamento de camada simples com cabeça de bobina em duas fileiras, tem-se:

$$\lambda_{cbBO} = 0,67 \frac{q_r}{l_{mag}} (l_{cb} - 0,64 p_{polar}) \quad (3.37)$$

Para enrolamento de camada simples com cabeça de bobina em três fileiras, tem-se:

$$\lambda_{cbBO} = 0,47 \frac{q_r}{l_{mag}} (l_{cb} - 0,64 p_{polar}) \quad (3.38)$$

Para enrolamento de camada dupla do tipo corrente, tem-se:

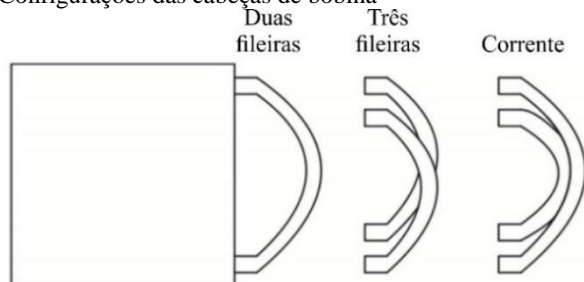
$$\lambda_{cbBO} = 0,34 \frac{q_r}{l_{mag}} (l_{cb} - 0,64 Y_F p_{polar}) \quad (3.39)$$

Onde:

l_{cb} = Comprimento da cabeça de bobina

As configurações das cabeças de bobina dos enrolamentos podem ser vistas na Figura 40.

Figura 40 - Configurações das cabeças de bobina



Fonte: [37, p. 48]

3.2.4.5. Dispersão da inclinação de ranhura

Os conceitos e as definições sobre a inclinação da ranhura são apresentados na Seção 3.1.2 e o valor da indutância de dispersão causado por esta característica é calculado pela Equação (3.40).

$$L_{sk} = (1 - K_{sk}w_1^2) L_{mag} \quad (3.40)$$

Onde:

L_{sk} = Indutância de dispersão da inclinação de ranhura

$K_{sk}w_1$ = Fator de inclinação para frequência fundamental

O $K_{sk}w_1$ é definido pela Equação (3.6).

3.2.5. Indutâncias e reatâncias totais

Com o levantamento quantitativo das indutâncias da máquina, torna-se necessário obter seus valores totais, bem como as reatâncias resultantes.

Para determinar o valor total da indutância de dispersão, utiliza-se o valor médio obtido entre os apresentados pelas referências [9],[24] e [33], conforme destaque na Equação (3.41):

$$L_{dispTTL} = \frac{L_{dispPY} + L_{dispBO}}{2} \quad (3.41)$$

Obtido o valor de indutância de dispersão, pode-se assim calcular a indutância de eixo direto e de eixo de quadratura, conforme Equações (3.42) e (3.43).

$$L_{dir} = L_{md} + L_{dispTTL} \quad (3.42)$$

$$L_{qud} = L_{mq} + L_{dispTTL} \quad (3.43)$$

E dessa forma, as reatâncias de eixo direto, eixo de quadratura e de dispersão, são obtidas.

$$X_{dns} = 2\pi f_{nom} L_{dir} \quad (3.44)$$

$$X_{qns} = 2\pi f_{nom} L_{qud} \quad (3.45)$$

$$X_{disp} = 2\pi f_{nom} L_{dispTTL} \quad (3.46)$$

Os valores obtidos pelas Equações (3.44) a (3.46) se referem às reatâncias não saturadas da máquina, que conforme normas [8] e [37] são as reatâncias obtidas quando se insere na máquina sua corrente nominal.

3.3. RESISTÊNCIA DO ENROLAMENTO DO ESTATOR

A resistência do enrolamento do estator é determinada para obter os valores da queda de tensão e das perdas, e o seu cálculo é realizado em temperatura ambiente e de regime de funcionamento. Em temperatura ambiente, o valor da resistência do estator por fase é [32]:

$$r_{s_amb} = \frac{l_{av} N_{es}}{\sigma_{mt} a_p^2 S_{cond}} \quad (3.47)$$

Onde:

r_{s_amb} = Resistência por fase do enrolamento em temperatura ambiente

l_{av} = Comprimento médio de uma espira

N_{es} = Número de espiras do estator por fase

σ_{mt} = Condutividade do material

a_p = Número de caminhos em paralelo

S_{cond} = Área da seção transversal do condutor

Na literatura existem diferentes métodos de obter l_{av} . Nesse estudo, o método que apresentou melhores resultados está apresentado na Equação (3.48):

$$l_{av} = 2l_{mag} + 4l_{ew} + 2W_{ew} \quad (3.48)$$

Onde:

l_{ew} = Comprimento axial da cabeça de bobina

W_{ew} = Largura média da cabeça de bobina

l_{mag} = Comprimento do pacote do estator

As definições das dimensões l_{ew} e W_{ew} estão apresentadas na seção 3.2.4.4.

No caso do cobre, a sua condutividade é de $57 \cdot 10^6$ [S/m] a temperatura de 20° C. A partir do valor obtido em temperatura ambiente, pode-se obter seu valor para uma dada temperatura conforme Equação (3.49) [8]:

$$r_{s_fnc} = r_{s_amb} \frac{k + t_{final}}{k + t_{amb}} \quad (3.49)$$

Onde:

r_{s_fnc} = Resistência do enrolamento do estator por fase

k = Coeficiente adimensional térmico (234,5 para cobre considerando temperaturas em $^\circ$ C)

t_{final} = Temperatura em regime de funcionamento

t_{amb} = Temperatura ambiente que foi obtido r_{s_amb}

A temperatura em regime de funcionamento (t_{final}) utilizada no cálculo de r_{s_fnc} pode ser qualquer temperatura estimada e/ou ser conforme a categoria térmica [9, p. 432] de cada máquina.

3.4. REATÂNCIA DE POTIER

Nas curvas características do gerador alimentando determinada carga, um parâmetro que deve ser utilizado é a reatância de Potier. De forma sucinta, no levantamento das curvas características do gerador, a reatância de dispersão total da máquina é maior que a obtida pela dispersão de armadura, de forma que:

$$X_{potier} = X_{disp} + X_{pf} \quad (3.50)$$

Onde:

X_{potier} = Reatância de Potier

$X_{dispTTL}$ = Reatância de dispersão de armadura

X_{pf} = Reatância de dispersão do furo do diâmetro interno do rotor

A determinação de X_{pf} muitas vezes é realizada através de expressões empíricas vindas da experiência de fabricantes. Em [25], o autor sugere que para geradores de médio a grande porte, que possuem potência acima de 1 MVA, X_{pf} seja em torno de 20% a 30% de $X_{dispTTL}$. Nesse caso, a expressão utilizada na dissertação é apresentada pela Equação (3.51).

$$X_{pf} = 0,25 X_{dispTTL} \quad (3.51)$$

Por outro lado, em [26] o autor apresenta uma expressão empírica para geradores de médio a grande porte, conforme Equação (3.52):

$$X_{pf} = 1,76 \times 10^{-4} Kw_1 \frac{A_{per}}{B_{\delta 1}} \quad (3.52)$$

Onde:

A_{per} = Densidade periférica de corrente

$B_{\delta 1}$ = Amplitude da componente fundamental da indução magnética no entreferro

Kw_1 = Fator de enrolamento na fundamental

Onde:

$$A_{per} = \frac{c_{md} I_n Q_r}{a_p \pi D_{in}} \quad (3.53)$$

Onde:

c_{md} = Número de camadas da máquina (1 para camada simples e 2 para camada dupla)

I_n = Corrente nominal da máquina

Q_r = Número de ranhuras do estator

a_p = Número de caminhos em paralelo do enrolamento

D_{in} = Diâmetro interno do estator

Em [39] é apresentado um estudo analítico sobre reatância de Potier, no qual se obtém uma aproximação, apresentada pela Equação (3.54)

$$X_{pf} = 0,63 (X_d' - X_{disp}) \quad (3.54)$$

Onde:

X_d' = Reatância transitória de eixo direto

A X_d' pode ser obtida através das expressões apresentadas em [25, p. 362, 363 e 367].

Para a dissertação, utilizar-se-á duas metodologias para o cálculo da reatância de Potier, sendo a metodologia 1 representada pela média aritmética das Equações (3.51) e (3.52), e a metodologia 2 representada pela Equação (3.54).

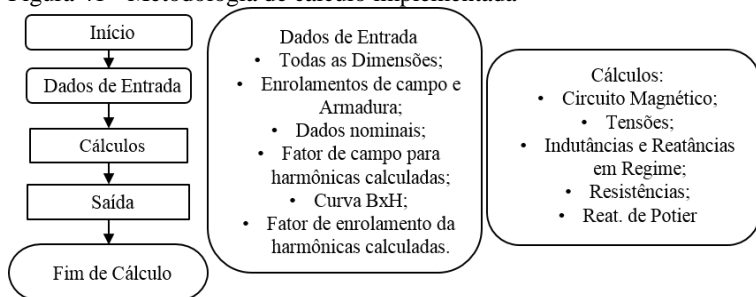
3.5. METODOLOGIA ANALÍTICA – MONTAGEM DAS EQUAÇÕES

Os capítulos 2 e 3 apresentam os conceitos e as equações utilizadas no cálculo analítico da máquina. Para realizar esse estudo de caso, realiza-se a montagem dessas equações em uma metodologia de cálculo, que pode ser separada basicamente em módulos de entrada e de cálculo.

O módulo de dados de entrada é composto pelos dados do enrolamento de campo, fatores de enrolamento, dimensões da máquina, curva BxH e fatores de campo.

O módulo de cálculo é composto pelas equações apresentadas sobre o circuito magnético, tensão, THD, indutâncias, reatâncias e resistência. A Figura 41 apresenta um fluxograma resumido da metodologia.

Figura 41 - Metodologia de cálculo implementada



Os Apêndices B a G apresentam o algoritmo de cálculo desenvolvido, gerado no programa MATLAB, para o cálculo da metodologia analítica.

Sobre as equações utilizadas no cálculo analítico do gerador, vale ressaltar que quanto maior o número de equações relacionadas à determinação dos parâmetros, mais fácil é validar os parâmetros de forma mais geral, e até mesmo excluir opções de cálculo, caso algum valor esteja incoerente com o obtido experimentalmente.

CAPÍTULO 4

VALORES DE PARÂMETROS EXPERIMENTAIS DE UMA MÁQUINA

Os parâmetros de circuito equivalente e os parâmetros elétricos de GSTPS foram explicados nos capítulos anteriores. Este capítulo apresenta a obtenção dos valores desses parâmetros de forma experimental a partir de um estudo de caso. É apresentado o levantamento desses valores em um GSTPS disponível no Laboratório de Máquinas Elétricas da Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC). A Tabela 2 apresenta as características nominais da máquina fabricada pela empresa WEG.

Tabela 2 - Características nominais do GSTPS avaliado

Potência	Tensão	Corrente	FP	Polos	Freq.
5 kVA	127/220 V	13,12 A	0,8	4	60 HZ

A seguir, apresentam-se a descrição dos testes, e o levantamento das curvas características e dos valores dos parâmetros de circuito equivalente e dos parâmetros elétricos. O estudo é realizado seguindo as normas IEEE Std 115TM-2009 e NBR 5052 ([8], [38]).

4.1. TESTES REALIZADOS

4.1.1. Ensaio de tensão a vazio

No ensaio de tensão a vazio são obtidos os valores de tensão e de corrente de campo com a máquina a vazio, sendo que para esse estudo de caso anotou-se os valores eficazes de tensão de fase e de tensão de linha. A tensão de fase é obtida pela forma de onda de tensão com o osciloscópio verificando a medida na fase R. Para a tensão de linha anota-se o valor médio medido nas três tensões de linha (RS ST TR). Além disso, os testes são realizados verificando os valores de tensão no sentido decrescente.

A Tabela 3 apresenta os instrumentos utilizados no ensaio de tensão a vazio.

Tabela 3 - Instrumentos utilizados para levantamento de curvas de tensão a vazio

Tensão de Fase	Osciloscópio Marca: Tektronix Modelo: DPO3034
Tensão de Linha	Multimedidor de Grandezas Elétricas Marca: WEG Modelo: MMW01-M
Corrente de Campo	Sonda de corrente Marca: Tektronix Modelo: A622

Os valores medidos estão apresentados na Tabela 4.

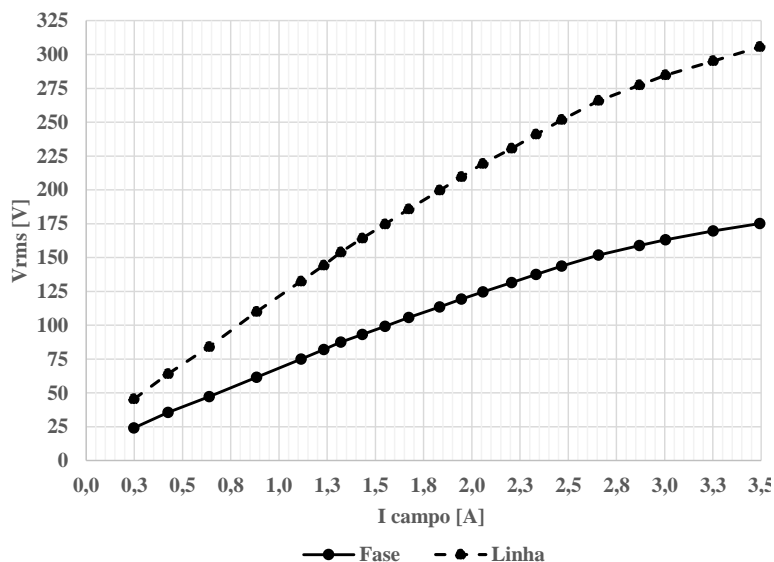
Tabela 4 – Valores medidos de corrente de campo, tensão eficaz de fase e tensão eficaz de linha

Campo [A]	Fase RMS [V]	Linha RMS [V]	Campo [A]	Fase RMS [V]	Linha RMS [V]
0,248	24,158	45,4	1,946	119,224	209,6
0,425	35,542	64,1	2,057	124,688	219,3
0,638	47,324	84,0	2,206	131,481	230,5
0,884	61,627	110,0	2,333	137,568	241,0
1,114	74,909	132,4	2,466	143,763	251,7
1,233	82,069	144,3	2,657	151,851	265,9
1,321	87,511	154,0	2,869	158,808	277,3
1,432	93,205	164,2	3,004	163,108	284,8
1,550	99,153	174,6	3,251	169,601	295,2
1,673	105,665	185,8	3,493	175,048	305,6
1,833	113,424	199,6			

Pode-se verificar nos valores apresentados que a relação entre os valores de tensão de linha e tensão de fase sempre é maior que $\sqrt{3}$. Nesse contexto, durante a realização dos testes verificou-se nas medições das médias de tensão de linha, que um desses valores sempre era maior que os outros dois, causando assim essa diferença.

Com base nos dados apresentados, as curvas característica de tensão de fase e de tensão de linha a vazio são representadas na Figura 42.

Figura 42 - Curvas de tensão a vazio



4.1.2. Ensaio de curto-circuito

O ensaio de curto circuito consiste em curto circuitar o enrolamento de armadura e alimentar o enrolamento de campo, sendo anotados os valores de corrente de campo e de armadura. Os testes são realizados a partir do maior para o menor valor, obtendo valores nas faixas de 100, 75, 50, 25 % da corrente nominal. Os instrumentos utilizados para medição estão mostrados na Tabela 5.

Tabela 5 - Instrumentos utilizados para levantamento do ensaio de curto circuito

Corrente de Armadura	Multímetro Marca: Fluke Modelo: 87V
Corrente de Campo	Sonda de corrente Marca: Tektronix Modelo: A622

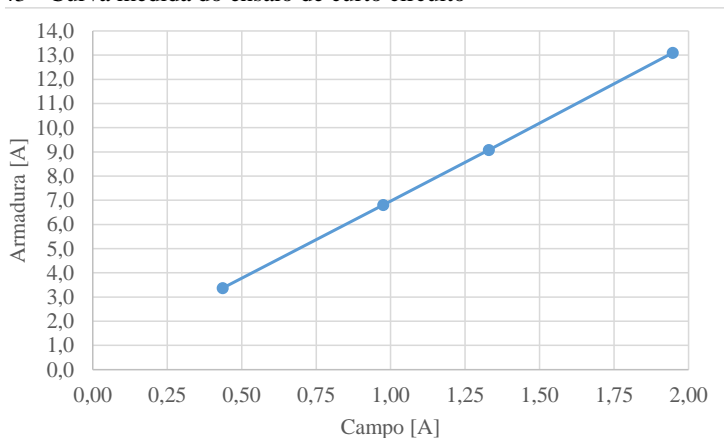
Os valores obtidos são apresentados na Tabela 6.

Tabela 6 - Dados obtidos do ensaio de Curto Circuito

Campo [A]	Armadura [A]
0,463	3,370
0,975	6,808
1,333	9,084
1,947	13,100

Com base nos dados apresentados, a curva de corrente de armadura em função da corrente de campo é apresentada na Figura 43.

Figura 43 - Curva medida do ensaio de curto circuito



4.1.3. Fator de potência nulo

O teste de fator de potência nulo consiste em alimentar uma carga com potência nominal do tipo reativa indutiva, anotando assim a corrente de campo.

O laboratório não possui carga que alcance os valores nominais do gerador, contudo são realizados testes com cargas reativas indutivas e capacitivas com 50 % e 90 % dos valores nominais, respectivamente.

Para a realização dos testes, os instrumentos utilizados estão descritos na Tabela 7.

Tabela 7 - Instrumentos utilizados para o teste de fator de potência nulo

Corrente de Armadura	Multimedidor de Grandezas Elétricas com memória de massa Marca: WEG Modelo: MMW01-M
Corrente de Campo	Multímetro Marca: Fluke Modelo: 87V

Os valores de correntes medidas estão apresentados na Tabela 8.

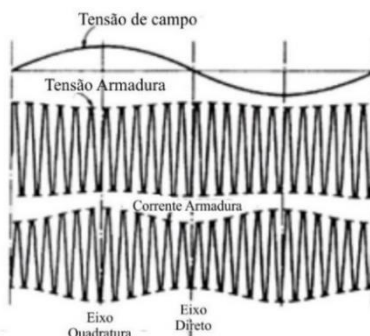
Tabela 8 - Resultados das correntes medidas com o teste de fator de potência nulo

Carga	Campo [A]	Armadura [A]
Indutiva	3,400	7,05
Capacitiva	0,719	11,57

4.1.4. Ensaio de baixo escorregamento

Esse ensaio consiste em aplicar nos terminais de armadura uma tensão trifásica simétrica com valor eficaz que pode estar entre 1% e 20% da tensão nominal. Além disso, o enrolamento de campo é deixado com os terminais de tensão em aberto e o rotor é colocado em velocidade constante, sendo seu valor menor do que 1 % da rotação nominal. Neste ensaio são anotados os valores de tensão e de corrente, considerando seus valores conforme variação da tensão de campo, como ilustrado na Figura 44.

Figura 44 - Formas de onda de referência do teste de baixo escorregamento



Fonte: Adaptado de [8]

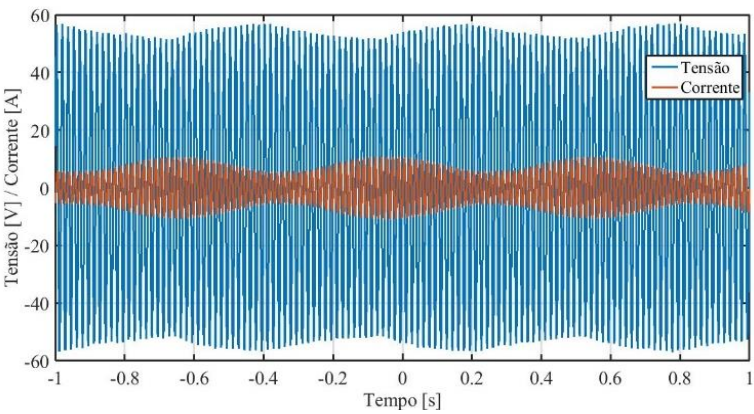
Para realizar os testes, os instrumentos utilizados estão apresentados na Tabela 9.

Tabela 9 - Instrumentos Utilizados no Teste de Baixo Escorregamento

Tensão	Osciloscópio Marca: Tektronix Modelo: DPO3034
Corrente	Sonda de corrente Marca: Tektronix Modelo: A622

Para os testes, aplicou-se aos terminais um valor de tensão eficaz trifásica igual a 20 volts e uma velocidade constante de 1785 RPM. De posse dos resultados, as curvas obtidas estão apresentadas na Figura 45.

Figura 45 - Formas de onda obtidas no teste de baixo escorregamento



4.1.5. Resistência do enrolamento do estator

O teste de resistência do enrolamento consiste em inserir um valor de corrente contínua conhecida em cada fase e anotar o valor da tensão medida.

Para a caracterização da máquina, realizam-se testes com o gerador em temperatura ambiente e ao final de todos os testes, de forma que a máquina esteja com temperatura interna superior à temperatura ambiente. Nesse caso, o teste realizado ao final da caracterização será denominado de teste em regime de funcionamento. Além disso, em temperatura ambiente também é verificado a temperatura da máquina.

Para a realização dos testes, o instrumento utilizado é apresentado na Tabela 10.

Tabela 10 - Instrumento utilizado para verificação da resistência no enrolamento

Resistência do enrolamento	Fonte de Alimentação Programável Marca: Keysight Modelo: E3632A
----------------------------------	---

Para cada fase são realizados dois testes, obtendo assim duas medições de tensão e de corrente. No momento dos testes, a temperatura ambiente era de 25,1°C, e os valores medidos estão apresentados na Tabela 11.

Tabela 11 - Valores de tensão e de corrente medidos para verificação de resistência do enrolamento em temperatura ambiente

	Tensão 1 [V]	Corrente 1 [A]	Tensão 2 [V]	Corrente 2 [A]
Fase R	1,785	7,000	0,902	3,500
Fase S	2,001	7,000	1,023	3,500
Fase T	1,766	7,000	0,890	3,500

Os valores medidos em regime de funcionamento estão apresentados na Tabela 12.

Tabela 12 - Valores de tensão e de corrente medidos para verificação de resistência do enrolamento em temperatura de funcionamento

	Tensão 1 [V]	Corrente 1 [A]	Tensão 2 [V]	Corrente 2 [A]
Fase R	2,367	7,001	1,179	3,500
Fase S	2,509	7,001	1,256	3,500
Fase T	2,356	7,001	1,178	3,500

4.2. LEVANTAMENTO DE PARÂMETROS DE CIRCUITO EQUIVALENTE E PARÂMETROS ELÉTRICOS

4.2.1. Reatância de eixo direto - X_{dns}

A reatância síncrona de eixo direto é determinada a partir da curva de tensão de fase a vazio, da curva de curto circuito e da linha de

entreferro criada com base na curva de tensão a vazio, apresentadas na Figura 46 e na Figura 47.

Figura 46 - Parâmetros da curva de curto circuito no cálculo de X_{dns}

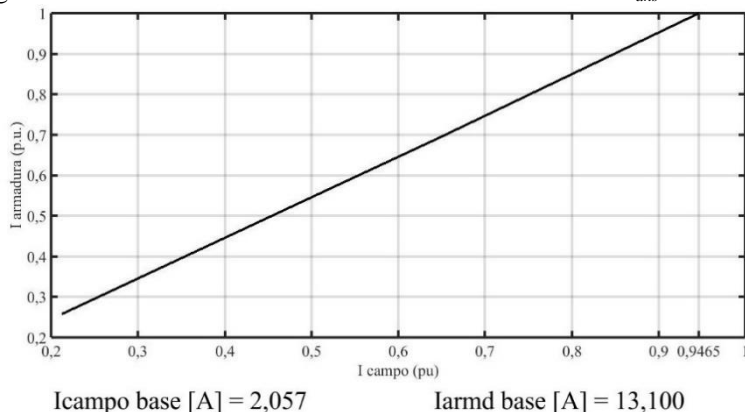
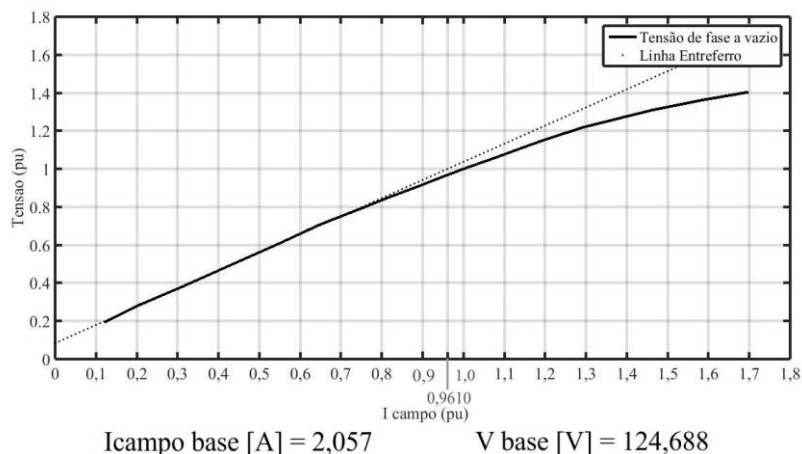


Figura 47 - Parâmetros de tensão de fase e linha entreferro no cálculo de X_{dns}



Para a realização da linha de entreferro, utilizou-se uma curva do tipo [*Linha entreferro* (I_{campo})] = $a I_{campo} + b$ para considerar a indução remanente do núcleo, sendo utilizados os pontos de tensão eficaz de fase de 47,324 volts e 93,205 volts para o cálculo dos coeficientes a e b . Além disso, utilizou-se a curva de tensão de fase a vazio, pois seus valores têm

um maior número de casas decimais, permitindo assim um maior número de casas decimais aos valores dos parâmetros.

Com base nas curvas apresentadas, a reatância de eixo direto não saturada é obtida pela Equação (4.1).

$$X_{dns} = \frac{i_{fk}}{i_{fg}} \quad (4.1)$$

A componente i_{fk} é a corrente de campo obtida a partir da curva de corrente de curto com seu valor base. A componente i_{fg} é a corrente de campo obtida a partir da linha de entreferro com seu valor base. Dessa forma, a reatância de eixo direto não saturada é:

$$X_{dns} = \frac{i_{fk}}{i_{fg}} = \frac{0,9465}{0,9610} = 0,9849 \quad (4.2)$$

O valor apresentado pela Equação (4.2) está em p.u. e deve ser multiplicado pela impedância base para obter seu valor em ohms.

$$X_{dns} = 0,9849 \frac{V_{base}}{I_{base}} = 9,375 \, \Omega \quad (4.3)$$

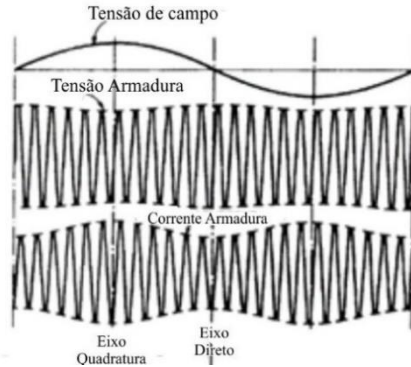
Conforme mencionado, o cálculo de X_{dns} apresentado considera a curva da tensão de fase para aumentar o número de casas decimais. Porém, se utilizar a curva de tensão de linha a vazio, o valor obtido de X_{dns} será igual a 9,5 Ω .

Assim, para esse estudo de caso, diferentes valores de X_{dns} são obtidos conforme se utilizam as diferentes curvas de tensão a vazio. A hipótese levantada para essa diferença de valores se baseia nas curvas de tensão de fase e de linha medidas que possuem uma diferença um pouco maior que a relação de $\sqrt{3}$.

4.2.2. Reatância de eixo de quadratura - X_{qns}

Para determinar a reatância de eixo de quadratura é necessário obter os valores da tensão e da corrente mínima e máxima conforme a variação da tensão de campo, conforme ilustração apresentada na Figura 48.

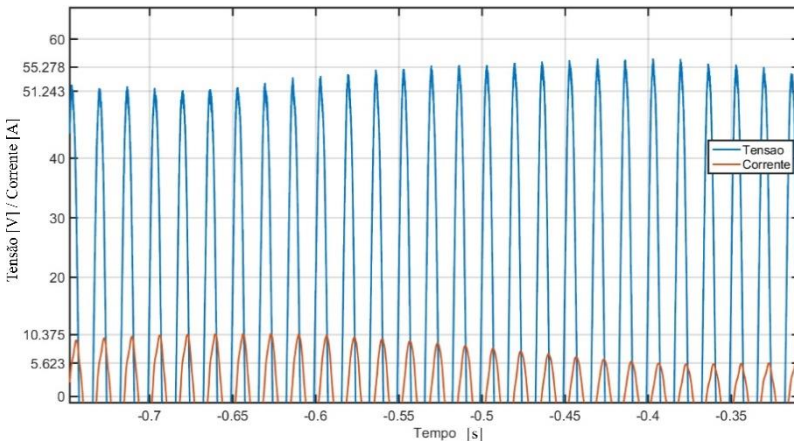
Figura 48 - Formas de onda de referência do teste de baixo escorregamento



Fonte: Adaptado de [8]

No ponto onde há o valor de pico da tensão de campo, buscam-se os valores medidos da tensão mínima (V_{\min}) e da corrente máxima (I_{\max}). Com esses valores, calcula-se a reatância de eixo de quadratura saturada (X_{qs}). No ponto onde a tensão de campo chega a zero, buscam-se os valores medidos da tensão máxima (V_{\max}) e da corrente mínima (I_{\min}), e com esses valores se determina a reatância de eixo direto saturada (X_{ds}). Com base nesses valores e o valor de X_{dns} , calcula-se X_{qns} . A Figura 49 destaca as curvas e os pontos medidos nesse estudo de caso.

Figura 49 - Valores da tensão e da corrente utilizados no cálculo da reatância de eixo de quadratura



Os valores obtidos estão mostrados na Tabela 13.

Tabela 13 - Valores da tensão e da corrente utilizados no cálculo da reatância de eixo de quadratura

V_{\min} [V]	V_{\max} [V]	I_{\min} [A]	I_{\max} [A]
51,243	55,278	5,623	10,375

De posse desses valores, as reatâncias são calculadas [8, p. 101] por:

$$X_{qs} = \frac{V_{\min}}{I_{\max}} = \frac{51,243}{10,375} = 4,939 \quad \Omega \quad (4.4)$$

$$X_{ds} = \frac{V_{\max}}{I_{\min}} = \frac{55,278}{5,623} = 9,832 \quad \Omega \quad (4.5)$$

$$X_{qns} = X_{dns} \left(\frac{X_{qs}}{X_{ds}} \right) = 9,375 \left(\frac{4,939}{9,832} \right) = 4,710 \quad \Omega \quad (4.6)$$

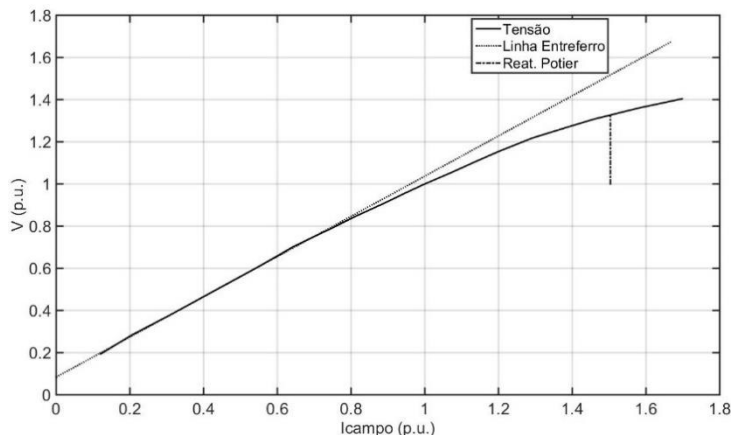
Os valores apresentados pelas Equações (4.4) e (4.5) representam as reatâncias saturadas de eixo de quadratura e de eixo direto, respectivamente. O valor apresentado pela Equação (4.6) representa a reatância de eixo de quadratura não saturada.

4.2.3. Reatância de Potier

A reatância de Potier é determinada, graficamente, a partir das curvas da tensão a vazio e de curto circuito e os pontos obtidos com o teste de fator de potência nulo, apresentados respectivamente nas seções 4.1.1, 4.1.2 e Tabela 8. Conforme descrito pelas normas IEEE Std 115™-2009 e NBR 5052 ([8], [38]), a metodologia para obter graficamente a reatância de Potier é empregada com corrente de armadura nominal.

De maneira sucinta, a reatância de Potier poder ser entendida como a reatância de dispersão total responsável pela queda de tensão para uma máquina alimentando uma carga do tipo reativa (indutiva ou capacitiva), e é obtida pela altura perpendicular apresentada na Figura 50.

Figura 50 - Reatância de Potier



Com base nas informações apresentadas, os valores obtidos de reatância de Potier são apresentados na Tabela 14.

Tabela 14 - Valores de reatância de Potier obtidas experimentalmente

Carga	Reatância de Potier [Ω]
Indutiva	3,11
Capacitiva	3,28

Entre os valores apresentados, podem-se acrescentar dois destaques. Primeiramente, pode-se verificar na Tabela 14 que o valor com carga capacitiva é maior que o valor com carga indutiva, e assim, os resultados apresentados sugerem que a reatância de Potier tem seu valor aumentado conforme há o aumento da carga na máquina. Conforme apresentado na seção 3.4, a Equação (3.52) expõe que esse fenômeno é em função da densidade periférica de corrente (A_{per}), que por sua vez também aumenta conforme o aumento de corrente na máquina. Ou seja, os resultados na Tabela 14 estão de acordo com a referência [26]. Contudo, a razão primordial desse aumento deve ser melhor investigada a partir de um maior aprofundamento desse fenômeno e, além disso, é preciso um maior número de testes para verificar experimentalmente se essa característica apresentada se mantém.

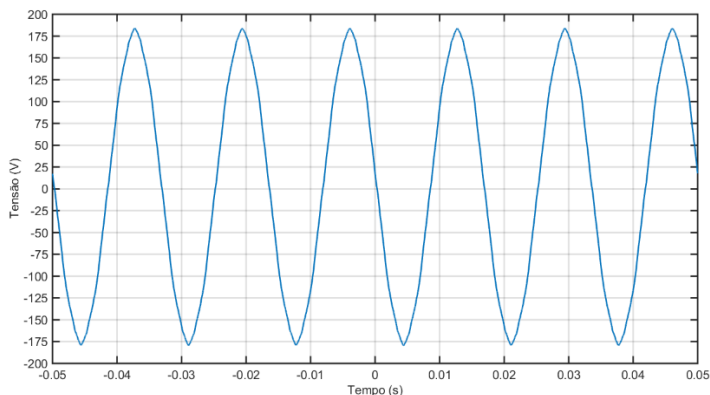
Outro destaque está no fato de que as normas IEEE Std 115™-2009 e NBR 5052 ([8], [38]) apresentam o procedimento de cálculo apenas para carga do tipo indutiva, sendo necessária uma pequena

modificação no procedimento de cálculo para obter assim o valor da reatância de Potier para carga capacitiva.

4.2.4. Distorção harmônica total

Para a THD, utiliza-se a forma de onda de tensão de fase próxima ao valor eficaz nominal (124,7 volts), obtida a partir do osciloscópio e exposto da Tabela 4, a qual está apresentada na Figura 51.

Figura 51 - Forma de onda de tensão de fase nominal

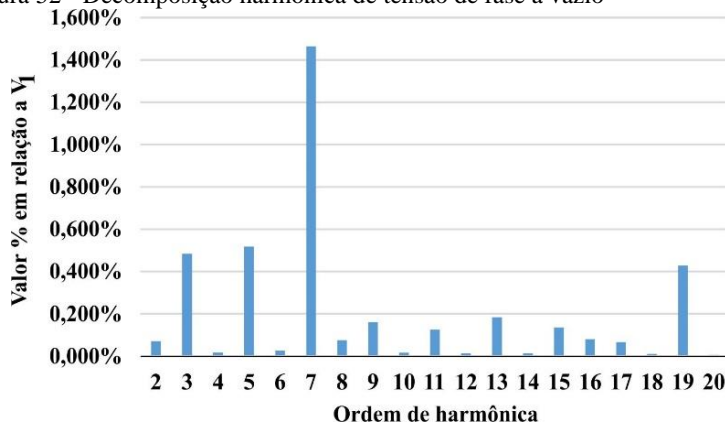


Para realizar o cálculo da THD, com o último período da forma de onda da tensão realiza-se a Transformada Rápida de Fourier (FFT), obtendo assim os valores das harmônicas de tensão até a harmônica de 40ª ordem. Com base nos valores das harmônicas obtidas, realiza-se o cálculo da THD conforme Equação (4.7).

$$THD(\%) = \frac{\sqrt{\sum_{n=2}^{40} V_n^2}}{V_1} 100 \quad (4.7)$$

Para a realização do cálculo da FFT, utiliza-se o módulo DSN do programa do EFCAD. A partir dos valores obtidos, a Figura 52 apresenta a decomposição harmônica até a harmônica de 20ª ordem.

Figura 52 - Decomposição harmônica de tensão de fase a vazio



A componente fundamental de tensão (V_1) é de 124,66 volts. Com base nos valores calculados, a THD obtida experimentalmente é apresentada na Tabela 15.

Tabela 15 - THD obtida experimentalmente

$THD (\%) = 1,74$

Como destaque, o valor da THD máximo com o gerador a vazio pode variar conforme norma e tipo específico, sendo que seu valor deve ser menor do que 3 % a 10 %, conforme tipo de aplicação.

4.2.5. Resistência do enrolamento do estator

A determinação dos valores da resistência no enrolamento por fase é realizada a partir dos testes em temperatura ambiente e em regime de funcionamento.

A resistência em temperatura ambiente é obtida com base nos dados apresentados na Tabela 11, sendo apresentados os valores obtidos conforme a medição e também as médias gerais, como exposto na Tabela 16.

Tabela 16 - Valores de resistência em temperatura ambiente

	Resist. 1 [Ω]	Resist. 2 [Ω]	Média [Ω]
Fase R	0,255	0,257	0,256
Fase S	0,286	0,292	0,289
Fase T	0,252	0,254	0,253
Média Geral			0,266

O procedimento para as resistências em regime de funcionamento é o mesmo para temperatura ambiente, sendo utilizados os dados da Tabela 12 e os valores obtidos como exposto na Tabela 17.

Tabela 17 - Valores de resistência em regime de funcionamento

	Resist. 1 [Ω]	Resist. 2 [Ω]	Média [Ω]
Fase R	0,338	0,337	0,337
Fase S	0,358	0,359	0,359
Fase T	0,337	0,337	0,337
Média Geral			0,344

Com base nos resultados apresentados, os valores das resistências das fases R e T são aproximadamente iguais, porém a fase S possui um valor de resistência 33 mΩ maior em temperatura ambiente e 22 mΩ maior em regime de funcionamento.

A hipótese levantada para o maior valor de resistência na fase S é que esta fase possui um maior número de espiras quando comparada as fases T e R. Essa hipótese se baseia nos resultados do ensaio de tensão a vazio, pois os valores da tensão de linha medidos (

Tabela 4) evidenciaram que uma das tensões de linha (ST) é maior que as outras tensões (RS TR), o que pode acontecer com um maior número de espiras nessa fase.

A partir dos valores de resistência em temperatura ambiente e em regime de funcionamento, pode-se estimar a temperatura em regime de funcionamento através da Equação (4.8) [8, p. 72].

$$t_q = t_a + \left(\frac{r_q - r_a}{r_a} \right) (t_a + k) \quad (4.8)$$

Onde:

t_q = temperatura final do enrolamento

t_a = temperatura a qual foi obtida r_a

r_q = resistência do enrolamento obtida na temperatura t_q

r_a = resistência do enrolamento obtida na temperatura t_a

k = coeficiente térmico (234,5 para o cobre com temperaturas em graus Celsius)

Tendo como referência os valores da resistência da fase R, a temperatura em regime de funcionamento do gerador é apresentada na Equação (4.9):

$$t_q = 25,1 + \left(\frac{0,337 - 0,256}{0,256} \right) (25,1 + 234,5) = 107,4^\circ \text{C} \quad (4.9)$$

4.3. CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE OS RESULTADOS OBTIDOS EXPERIMENTALMENTE

Este capítulo apresentou o levantamento experimental dos parâmetros de circuito equivalente e dos parâmetros elétricos em um GSTPS. Nos testes realizados em laboratório, cabe destacar que todos os testes foram realizados apenas uma vez em uma máquina.

No caso dos parâmetros medidos para o estudo de caso, os valores da tensão eficaz de fase e da tensão eficaz de linha estão apresentados na seção 4.1.1. Com base nos pontos medidos da corrente de campo, da tensão de fase e da tensão de linha, serão realizadas as análises dos valores calculados pela metodologia analítica e pelo MEF.

Os valores das reatâncias de circuito equivalente medidas estão apresentados na Tabela 18.

Tabela 18 - Valores medidos das reatâncias utilizadas na comparação

$X_{dns} [\Omega] = 9,375$
$X_{qns} [\Omega] = 4,710$

Os valores medidos da resistência do enrolamento estão apresentados na Tabela 19.

Tabela 19 - Valores medidos das resistências utilizadas na comparação

$r_{s_amb} (25,1^\circ \text{C}) [\Omega] = 0,256$
$r_{s_fnc} (107,4^\circ \text{C}) [\Omega] = 0,337$

Para os valores das resistências, são utilizados os valores medidos pela fase R. Além disso, pode-se destacar que os valores da resistência e da temperatura são medidos em temperatura ambiente (25,1 °C) e em regime de funcionamento (107,4 °C), pois a partir desses valores de temperatura serão realizados cálculos das resistências de forma analítica.

Para a reatância de Potier, a Tabela 20 apresenta o valor obtido experimentalmente.

Tabela 20 - Reatância de Potier obtida experimentalmente e utilizada para comparação

$\text{Reatância de Potier } X_p [\Omega] = 3,28$

Nesse caso, utiliza-se a reatância de Potier calculada através da carga capacitiva, pois esta possui o valor da corrente utilizada nas medições mais próximo do valor da corrente nominal da máquina (90%).

Por fim, a Tabela 21 apresenta a THD obtida experimentalmente

Tabela 21 - THD(%) obtida experimentalmente

$\text{THD (\%)} = 1,74$

Assim, os valores dos parâmetros de circuito equivalente e dos parâmetros elétricos, apresentados na seção 4.3, serão os utilizados para a comparação dos resultados.

CAPÍTULO 5

VALORES DE PARÂMETROS CALCULADOS

Este capítulo apresenta os valores calculados dos parâmetros de circuito equivalente e dos parâmetros elétricos do gerador testado no capítulo 4. Esses cálculos são realizados com base nos dados de projeto, sendo eles:

- Dados de geometria do estator e do rotor;
- Curva $B \times H$;
- Dados do enrolamento de campo e de armadura.

Todos os dados utilizados nos cálculos são os dados fornecidos pelo fabricante do gerador, sendo que esses dados não serão apresentados por questão de sigilo industrial.

A partir dos dados do gerador, são realizados os cálculos através da metodologia analítica, com base nas equações apresentadas nos capítulos 2 e 3, e através da simulação numérica via o MEF. Além disso, a partir dos valores obtidos, realiza-se a comparação e a análise dos valores de parâmetros calculados.

5.1. RESULTADOS ANALÍTICOS

Os capítulos 2 e 3 apresentam as informações teóricas e a metodologia de cálculo analítica desenvolvida. Com base nessas equações, realizam-se os cálculos dos parâmetros de circuito equivalente e dos parâmetros elétricos, destacados no capítulo 1. De forma a verificar os resultados, gera-se também um arquivo contendo a saída dos dados calculados. O apêndice H apresenta os valores calculados para o gerador do estudo de caso. As seções seguintes apresentam com mais detalhes os valores dos parâmetros obtidos.

5.1.1. Curvas da tensão eficaz a vazio

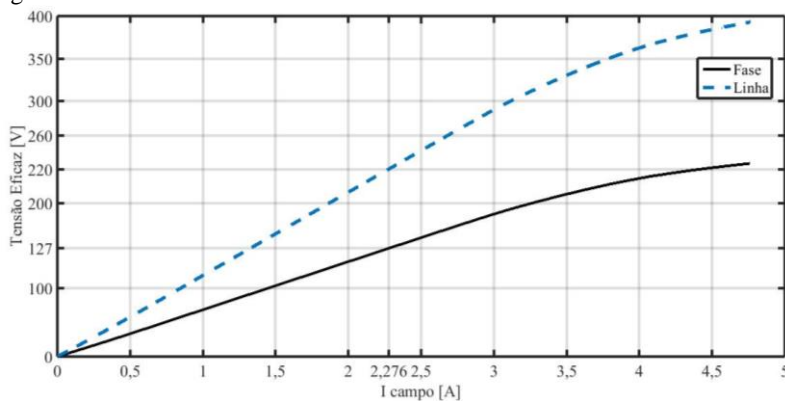
Com base na metodologia apresentada na seção 3.1, os valores da tensão eficaz de fase, da tensão eficaz de linha e da corrente de campo são apresentados na Tabela 22.

Tabela 22 - Pontos curva da tensão eficaz a vazio obtida analiticamente

Campo [A]	Fase [V]	Linha [V]	Campo [A]	Fase [V]	Linha [V]
0,005	0,248	0,429	2,223	124,089	214,929
0,240	12,632	21,879	2,276	127,062	220,077
0,467	25,016	43,329	2,443	136,474	236,379
0,688	37,400	64,779	2,663	148,858	257,829
0,907	49,784	86,229	2,886	161,242	279,279
1,126	62,169	107,679	3,123	173,626	300,729
1,346	74,553	129,129	3,390	186,010	322,179
1,565	86,937	150,579	3,688	198,394	343,629
1,784	99,321	172,029	4,007	209,540	362,934
2,004	111,705	193,479	4,506	221,924	384,384

Com base nos pontos apresentados, as curvas da tensão eficaz a vazio são apresentadas na Figura 53.

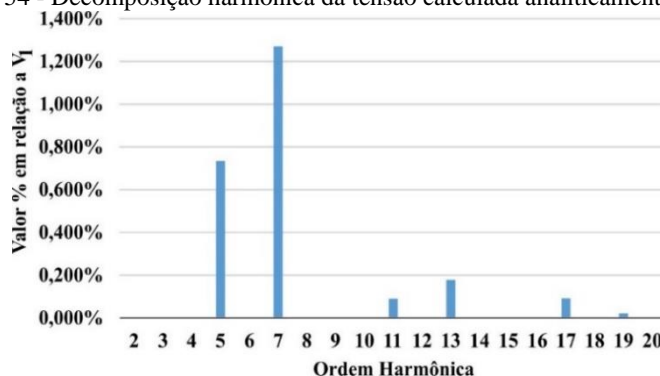
Figura 53 - Curvas da tensão eficaz a vazio calculada analiticamente



5.1.2. Distorção harmônica total

O método de cálculo analítico da THD, apresentado na seção 3.1.3, envolve as componentes harmônicas das tensões calculadas, obtidas com base no modelo magnético, apresentado na seção 2.2. A Figura 54 apresenta a decomposição harmônica da tensão de fase nominal com o gerador a vazio.

Figura 54 - Decomposição harmônica da tensão calculada analiticamente



A componente fundamental V_1 está omitida, mas seu valor é de 127,048 volts. Pode-se dar destaque na ausência das harmônicas pares e nas ímpares múltiplas de 3. As harmônicas pares estão ausentes, pois o modelo magnético analítico não as prevê e as ímpares múltiplas de 3 estão ausentes devido ao passo de enrolamento ser de $2/3$. Com base em todas as harmônicas calculadas, a THD é apresentada na Tabela 23.

Tabela 23 - THD obtida analiticamente

$THD (\%) = 1,48$

5.1.3. Reatâncias não saturadas

O cálculo das indutâncias e reatâncias é realizado com base no texto apresentado na seção 3.2. Com base na metodologia desenvolvida, inicialmente apresenta-se na Tabela 24 as indutâncias de dispersão, conforme descrito na seção 3.2.4.

Tabela 24 - Indutâncias de dispersão calculadas analiticamente

Indutâncias de dispersão	Equações Pyrhönen (μH)	Equações Boldea (μH)
$L_{\delta d}$	301,63	273,53
L_{rn}	111,13	144,73
L_{t_z}	45,55	76,39
L_{cb}	33,84	180,89
L_{sk}	270,02	270,02

Baseado nos valores das indutâncias de dispersão, as reatâncias de dispersão calculadas pelas diferentes metodologias (seção 3.2.5) são apresentadas na Tabela 25.

Tabela 25 - Reatâncias de dispersão calculadas analiticamente

$X_{dispPY} [\Omega] = 0,2873$
$X_{dispBO} [\Omega] = 0,3565$

Pode-se verificar na Tabela 25 que as diferentes metodologias encontram valores diferentes da reatância de dispersão. Além disso, visualizando os valores apresentados pela Tabela 24, pode-se verificar que cada efeito da indutância de dispersão também encontra valores diferentes conforme equações disponíveis por autor. Devido à ausência de estudos quantitativos sobre os efeitos de diferentes indutâncias de dispersão e também a ausência de suas respectivas modelagens analíticas citadas pelos autores, opta-se por considerar a reatância de dispersão total como o valor médio calculado através das diferentes metodologias.

A partir da média dos valores calculados pela Tabela 25, a reatância de dispersão total é apresentada na Tabela 26.

Tabela 26 - Reatância de dispersão total calculada analiticamente

$X_{dispTTL} [\Omega] = 0,322$

Para a realização do cálculo das reatâncias de eixo direto e de eixo de quadratura, inicialmente obtém-se os valores de suas respectivas indutâncias, conforme apresentado nas seções 3.2.2 e 3.2.3, respectivamente. Nesses casos, além das Equações relacionadas às indutâncias magnetizantes, utiliza-se o coeficiente ks (seção 2.12) com o valor obtido quando o circuito magnético com tensão a vazio (capítulo 2) corresponder ao valor da tensão nominal. Assim, com base nas informações apresentadas e nas Equações (3.44) e (3.45), as reatâncias de eixo direto e de eixo de quadratura estão apresentadas na Tabela 27.

Tabela 27 - Reatâncias de eixo direto e de eixo de quadratura calculadas analiticamente

$X_{dns} [\Omega] = 8,164$
$X_{qns} [\Omega] = 3,684$

Analisando os valores das reatâncias mostrados na Tabela 27, destacam-se os efeitos nos valores apresentados devido à saturação do

circuito magnético. Para as reatâncias calculadas, o coeficiente k_s para esse caso é igual a 0,0333 e, além disso, caso o valor de k_s fosse igual a zero, os valores das reatâncias de eixo direto e de eixo de quadratura seriam os valores apresentados na Tabela 28.

Tabela 28 - Reatâncias de eixo direto e de eixo de quadratura calculadas com o coeficiente k_s igual a zero

$X_{dns} [\Omega] = 8,424$
$X_{qns} [\Omega] = 3,795$

Assim, verificando as diferenças das reatâncias calculadas apresentadas na Tabela 27 e na Tabela 28, pode-se verificar que os efeitos relacionados à saturação do circuito magnético trouxeram uma diminuição nos valores das reatâncias em torno de 3,5%.

5.1.4. Resistência do enrolamento

Para obter a resistência do enrolamento do estator por fase, realizam-se os cálculos com temperatura ambiente e em regime de funcionamento, conforme apresentado na seção 4.3. Com base nas Equações apresentadas na seção 3.3 e nas temperaturas do enrolamento medidas experimentalmente (seção 4.3), os valores das resistências calculadas analiticamente são apresentados na Tabela 29.

Tabela 29 - Resistências dos enrolamentos calculadas analiticamente

$r_{s_amb} (25,1 \text{ } ^\circ\text{C}) [\Omega] = 0,247$
$r_{s_fnc} (107,4 \text{ } ^\circ\text{C}) [\Omega] = 0,325$

Para os valores das resistências apresentadas, pode-se destacar o valor de r_{s_amb} e sua temperatura ambiente. A Equação (3.47) utiliza em seus coeficientes térmicos a temperatura de 20 °C. Assim, utilizou-se a Equação (3.49) para considerar a temperatura ambiente medida de 25,1°C, verificada nos testes de caracterização do gerador.

5.1.5. Reatância de Potier

O cálculo da reatância de Potier é realizado de forma a apresentar os valores obtidos pelas duas metodologias, com Equações citadas na seção 3.4. Aplicando as duas metodologias, os valores obtidos estão apresentados na Tabela 30.

Tabela 30 - Reatância de Potier calculada analiticamente pelos dois diferentes métodos

$X_{p1} [\Omega] = 0,422$
$X_{p2} [\Omega] = 3,252$

5.2. RESULTADOS USANDO O MEF

Esta seção apresenta os valores dos parâmetros obtidos usando o MEF. A simulação pelo MEF é realizada através do programa EFCAD [40] através dos módulos EFCR, EFCS, *skew* e DSN. Os módulos EFCR e EFCS utilizam formulação magnetostática, sendo o primeiro empregado para o cálculo da tensão e das indutâncias de eixo direto e de eixo de quadratura, e o segundo utilizado para o cálculo da indutância de cabeça de bobina. O módulo *skew* é utilizado para considerar a inclinação da ranhura e o módulo DSN para o cálculo do valor eficaz da forma de onda e da THD. Além disso, todas as simulações são realizadas considerando a não linearidade do aço elétrico.

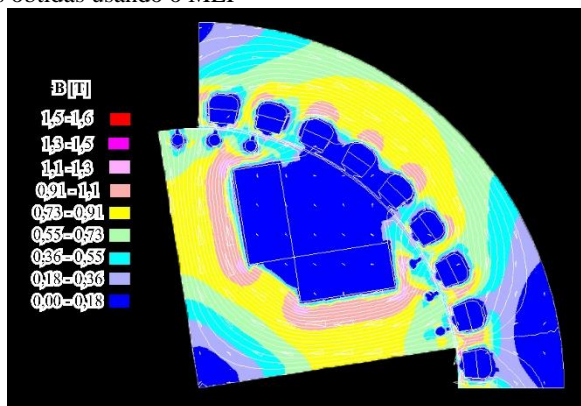
As próximas seções apresentam com mais detalhes os resultados obtidos.

5.2.1. Curvas da tensão eficaz a vazio

Os cálculos da tensão são realizados com base nos valores de correntes medidas em campo, apresentadas na

Tabela 4. A Figura 55 ilustra a distribuição das linhas de fluxo magnético e das induções magnéticas para a simulação com tensão eficaz nominal. As cores vermelha e azul representam, respectivamente, os valores máximos e mínimos da indução magnética.

Figura 55 - Distribuições das linhas de fluxo magnético e das induções magnéticas obtidas usando o MEF



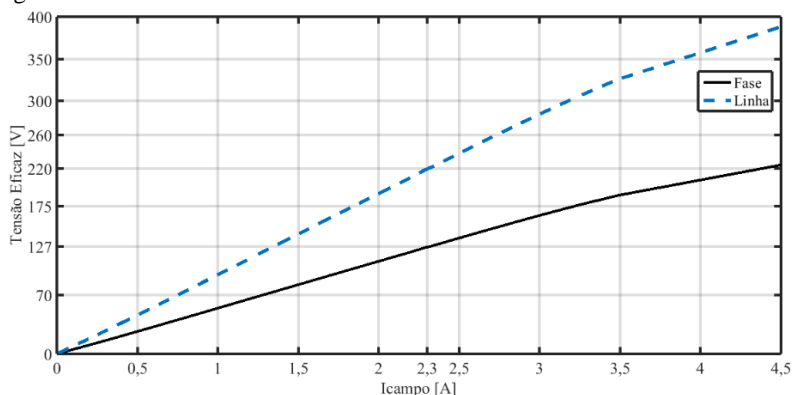
Para obter os valores da curva da tensão eficaz a vazio, são realizadas vinte e três simulações, correspondentes a cada valor da corrente de campo medida nos testes da máquina real (seção 4.1.1), e uma simulação utilizando a corrente de campo aproximadamente duas vezes maior (4,5 [A]) que o valor nominal (2,327 [A]), verificado em simulação. Com base nas informações apresentadas, a Tabela 31 apresenta os valores de entrada e os valores eficazes da tensão de fase e da tensão de linha obtidos.

Tabela 31 – Valores da tensão eficaz obtidos por simulação via MEF

Campo [A]	Fase [V]	Linha [V]	Campo [A]	Fase [V]	Linha [V]
0,010	0,533	0,924	1,949	107,013	185,351
0,250	13,035	22,577	2,060	113,156	195,991
0,425	22,440	38,867	2,204	121,108	209,766
0,638	34,124	59,104	2,290	126,150	218,498
0,884	47,721	82,655	2,327	127,887	221,506
1,111	60,420	104,650	2,466	135,521	234,730
1,227	66,884	115,846	2,663	146,276	253,358
1,325	72,342	125,301	2,862	156,983	271,903
1,432	78,299	135,619	3,001	164,292	284,562
1,546	84,642	146,604	3,218	175,293	303,616
1,670	91,535	158,543	3,481	187,796	325,273
1,826	100,194	173,541	4,500	224,123	388,192

Pode-se destacar que o módulo EFCR apresenta como saída de dados a forma de onda da tensão de fase. Com essa forma de onda obtida, utiliza-se o módulo *skew* para considerar a inclinação da ranhura, o módulo DSN para obter o valor eficaz e, além disso, utiliza-se a relação de $\sqrt{3}$ para apresentar o valor da tensão de linha. Com base nos pontos obtidos, as curvas da tensão eficaz a vazio são apresentadas na Figura 56.

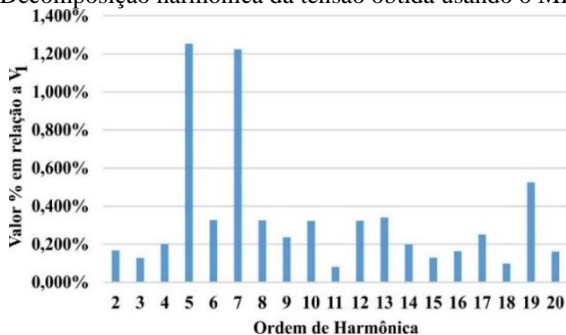
Figura 56 - Curvas da tensão eficaz a vazio obtida utilizando o MEF



5.2.2. Distorção harmônica total

Para o cálculo da THD, é inserida a forma de onda da tensão de fase no módulo DSN, sendo utilizada a forma de onda correspondente ao valor eficaz de 127,887 volts. Com base nas informações apresentadas, a Figura 57 apresenta a decomposição harmônica da tensão a vazio.

Figura 57 - Decomposição harmônica da tensão obtida usando o MEF



A componente fundamental está omitida, mas seu valor é de 128,287 volts. Com base nos valores calculados, a THD obtida pelo MEF é apresentada na Tabela 32.

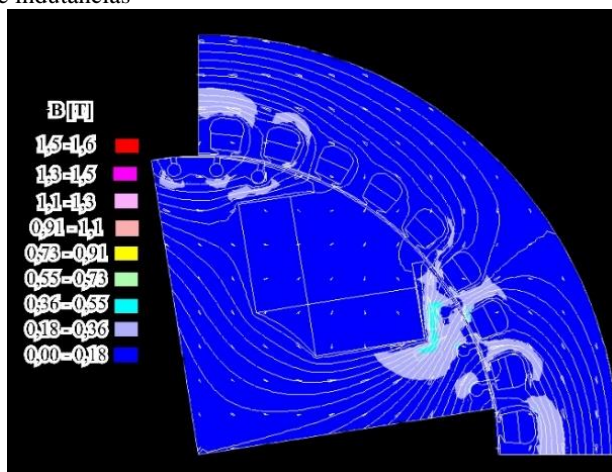
Tabela 32 - THD obtida pelo MEF

THD (%) = 2,21

5.2.3. Reatâncias não saturadas

O cálculo das indutâncias de eixo direto e de eixo de quadratura é realizado através do módulo EFCR, inserindo o valor da corrente nominal para a simulação e considerando também a não linearidade do ferro. A Figura 58 apresenta as linhas de fluxo magnético e as induções obtidas com o módulo EFCR para esse caso.

Figura 58 – Distribuição das linhas de fluxo magnético e das induções para o cálculo de indutâncias



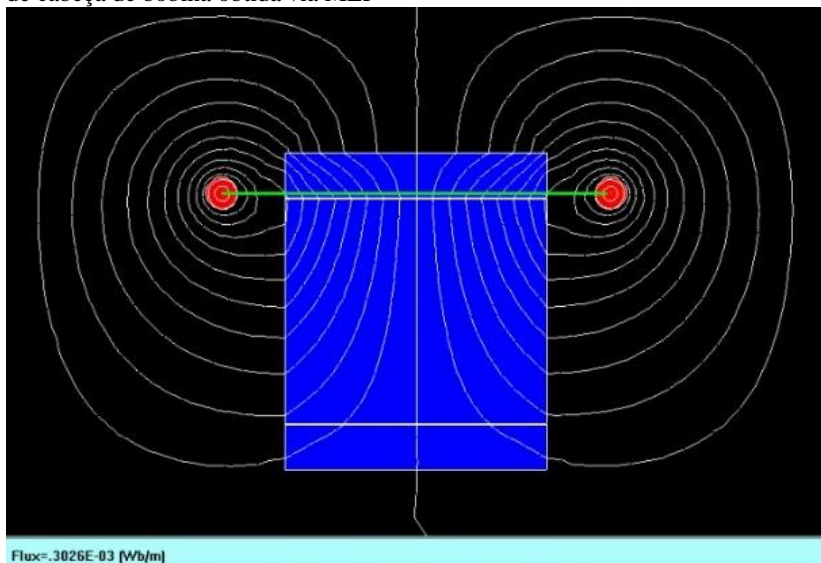
Para compreender o método de cálculo da indutância de cabeça de bobina, inicialmente se apresenta na Equação (5.1) a definição de indutância.

$$L = \frac{N\phi}{I} \quad (5.1)$$

Por definição, a indutância L é a relação entre o produto número de espiras (N) e o fluxo (Φ) que atravessa essas espiras, e a corrente (I) que gerou esse fluxo.

Seguindo a definição apresentada na Equação (5.1), realiza-se a simulação, no módulo EFCS. Para isso, inserem-se as medidas laterais e também a corrente de armadura nominal. A Figura 59 ilustra o pós-processamento desta simulação, onde a cor verde destaca a região onde se calcula o fluxo, e a cor vermelha representa os condutores de uma ranhura.

Figura 59 – Distribuições das linhas de fluxo magnético e da indução na região de cabeça de bobina obtida via MEF



Para o estudo de caso, o cálculo da indutância leva em consideração também as variáveis q_r , Y_F , a_p , grupo de bobinas, corrente nominal e número de condutores por ranhura. Além disso, o domínio de cálculo é de aproximadamente 3,5 vezes a distância entre a espira e a máquina.

Baseado nas informações apresentadas, as indutâncias L_{md} , L_{mq} e L_{cb} obtidas por MEF são apresentadas na Tabela 33.

Tabela 33 - Indutâncias obtidas pelo MEF

L_{md} [mH] = 14,140
L_{mq} [mH] = 6,977
L_{cb} [mH] = 0,537

Como destaque, pode-se realizar a comparação entre a L_{cb} obtida pelo MEF e a obtida por metodologia analítica (Tabela 24).

A Tabela 34 apresenta os valores das reatâncias de eixo direto e de eixo de quadratura não saturadas obtidas pelo MEF.

Tabela 34 - Reatâncias não saturadas obtidas pelo MEF

X_{dns} [Ω] = 8,199
X_{qns} [Ω] = 4,148

5.3. COMPARAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS OBTIDOS VIA MEF E USANDO METODOLOGIA ANALÍTICA

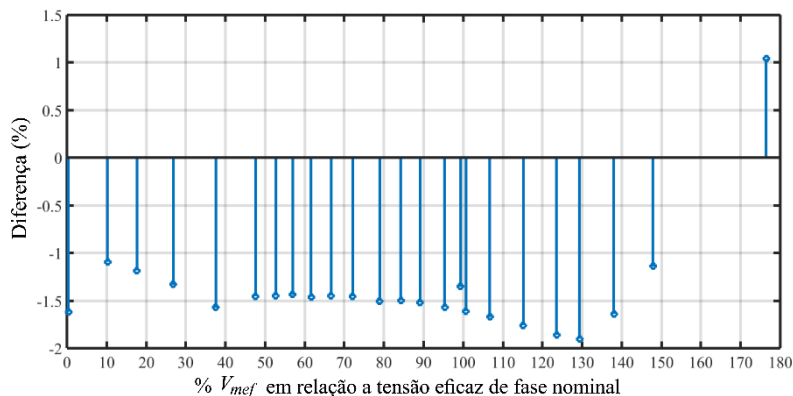
A partir dos resultados obtidos, realiza-se a comparação entre os valores do MEF e os valores obtidos analiticamente. Para realizar a comparação, calcula-se a diferença percentual entre o valor obtido pelo MEF (V_{mef}) e o valor obtido através da metodologia analítica (V_{anl}), representado pela Equação (5.2).

$$Dif(\%) = \left(\frac{V_{mef} - V_{anl}}{V_{mef}} \right) 100 \quad (5.2)$$

5.3.1. Curvas da tensão eficaz a vazio

Esse item compara a tensão eficaz a vazio obtida pelo MEF com o valor obtido analiticamente. Para realizar a comparação, inicialmente verificam-se os valores da corrente de campo utilizados para o cálculo do MEF. Para esse mesmo valor da corrente de campo, busca-se o valor da tensão eficaz de fase obtida pelo MEF e pela metodologia analítica, apresentados na Tabela 31 e na Tabela 22, respectivamente. Nos casos onde a corrente simulada difere dos valores analíticos, utiliza-se interpolação linear. Com base nas informações apresentadas e na Equação (5.2), a diferença de valores de tensão eficaz a vazio é apresentada na Figura 60.

Figura 60 - Diferença da tensão entre MEF e analítico

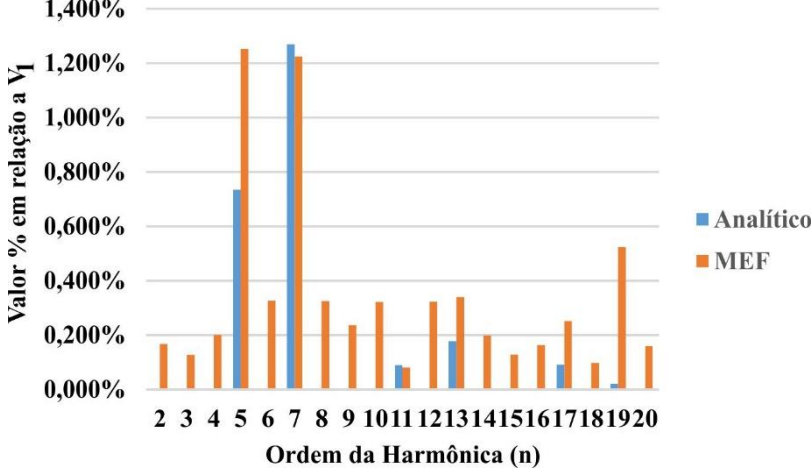


De maneira geral, os valores da tensão possuem uma diferença pequena, tendo uma diferença média em valores absolutos de 1,483 %. Pode-se verificar que na tensão de aproximadamente 150 % da nominal o valor da diferença é negativo, o que significa que para um mesmo valor da corrente, a tensão analítica é maior que a obtida pelo MEF. Por outro lado, o último valor apresenta uma diferença positiva, e para esse caso a máquina possui um valor da corrente elevado (para esse gerador) de 4,5 A, onde as induções magnéticas nos dentes estão próximas de 2,0T, ou seja, a máquina se aproxima dos valores de saturação.

5.3.2. Distorção harmônica total

A comparação entre a THD obtida através do MEF e analiticamente tem como base os dados apresentados nas seções 5.2.2 e 5.1.2, respectivamente. A decomposição harmônica das formas de onda obtidas via MEF e analiticamente, até a harmônica de 20ª ordem, é apresentada na Figura 61.

Figura 61 - Decomposição harmônica entre o MEF e analítico



Os valores V_1 do MEF e analítico são 128,287 volts e 127,048 volts, respectivamente.

Entre as harmônicas apresentadas, podem-se verificar grandes divergências entre a ordem das harmônicas existentes, sendo apresentadas pelo MEF algumas harmônicas que o método analítico não prevê. Apenas as harmônicas de 7ª e 11ª ordem possuem valores bem semelhantes. Contudo, considerando os valores das harmônicas em relação à V_1 , apenas as harmônicas de 5ª e 7ª ordem apresentam alguma relevância.

A Tabela 35 apresenta os valores da THD obtidos analiticamente e via o MEF.

Tabela 35 - THD obtidas analiticamente e via o MEF

	Analítico	MEF
THD (%)	1,48	2,21

Com base nas informações apresentadas pela Tabela 35 e na Equação (5.2), a diferença entre a THD obtida pelo MEF e analiticamente é apresentada na Tabela 36.

Tabela 36 - Diferença entre a THD obtida pelo MEF e analiticamente

Diferença THD (%) = 32,73

O valor da diferença da THD apresentado é um valor relativamente alto. Assim, os valores das THD obtidos pelo MEF e analiticamente

devem ser investigados com valores medidos experimentalmente para verificar qual está adequado e onde deve haver correções.

5.3.3. Reatâncias não saturadas

A comparação entre as reatâncias é realizada verificando a diferença entre o valor obtido do MEF e o valor analítico. As reatâncias de eixo direto e de eixo de quadratura obtidas pelo MEF e pela metodologia analítica são apresentadas na Tabela 34 e Tabela 27, respectivamente. Com base nas informações apresentadas e na Equação (5.2), a diferença entre as reatâncias é apresentada na Tabela 37.

Tabela 37 - Diferença entre as reatâncias calculadas pelo MEF e analiticamente

	X_{dns}	X_{qns}
Diferença (%)	0,43	11,2

Pode-se verificar entre os valores apresentados que a diferença entre X_{dns} é próxima de zero, porém há uma discrepância com o valor de X_{qns} . Apesar da diferença de X_{qns} apresentada (11,2 %) ser um valor satisfatório, este deveria estar mais próximo do valor de X_{dns} .

Sobre essa discrepância apresentada no valor de X_{qns} , destacam-se duas hipóteses. A primeira hipótese envolve a modelagem do coeficiente K_{aq} , apresentado na seção 3.2.3, não ser válida para GSTPS com a potência e dimensão utilizada.

A segunda hipótese desta discrepância pode ser incumbida a indutância de dispersão ($X_{dispTTL}$) do eixo de quadratura não ser a igual a de eixo direto, conforme exposto na seção 3.2.5.

Apesar das hipóteses levantadas, seria necessário um estudo com maior número de máquinas para verificação, o que não é realizado na dissertação.

5.3.4. Considerações gerais sobre os resultados obtidos via MEF e por metodologia analítica

De maneira geral, a comparação dos resultados apresentou valores satisfatórios, considerando a quantidade de informações, equações e dados levantados. O destaque positivo pode ser dado às curvas da tensão a vazio e X_{dns} que apresentaram diferenças de aproximadamente 1 %. Para X_{qns} a diferença é de 11 % e para a THD a diferença é de 33 %.

Realizou-se a comparação entre resultados via MEF e cálculo analítico, pois considerando ambos os métodos é possível afirmar que são

calculados a partir da mesma geometria e dados de entrada. Além disso, com base em resultados experimentais, é possível analisar qual delas apresenta melhores resultados e a partir destes, realizar correções tanto na metodologia analítica como no MEF.

É importante ressaltar que as simulações usando o MEF exigem muito mais tempo para o processamento de dados do que os cálculos usando metodologia analítica. Assim, para um estudo de otimização de parâmetros de máquina, a ferramenta analítica se mostra mais adequada. Outra solução é o emprego de uma modelagem híbrida combinando o método analítico e o MEF, conforme exemplo apresentado no próximo item.

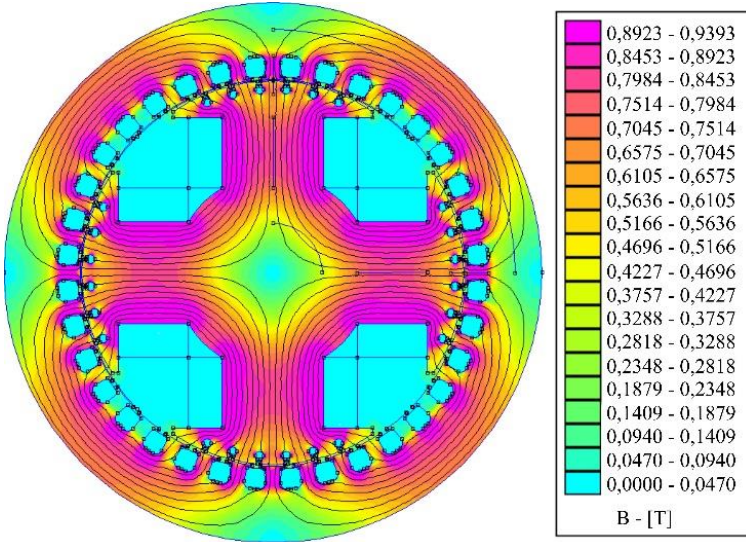
5.4. EXEMPLO DE UTILIZAÇÃO DO MÉTODO SEMI-ANALÍTICO PARA CÁLCULO DE PARÂMETROS DE GSTPS

A área de pesquisa responsável pelo cálculo de valores de parâmetros de GSTPS tem apresentado transformações, de forma a buscar resultados mais próximos da realidade, aliado também a um tempo de processamento menor. Nesse contexto, uma alternativa obtida envolve a utilização do método semi-analítico, os quais buscam valores de campo e de induções magnéticas através de simulações e as aplicam nas equações de cálculo dos parâmetros de GSTPS ([18][19][20][21]).

Esta seção apresenta um exemplo de aplicação desse método no cálculo dos parâmetros de GSTPS, utilizando os conceitos e as informações apresentadas nos capítulos 2 e 3 juntamente com o exemplo apresentado por [41].

Inicialmente deve ser realizado uma simulação estática da máquina, considerando as dimensões, curva BxH e corrente de entrada. Neste exemplo, utiliza-se o *software* FEMM [42] que utiliza a formulação magnetostática, a curva BxH informada pelo fabricante, sendo a corrente de campo utilizada de 2,29 A. A Figura 62 apresenta a distribuição das linhas de fluxo magnético e as induções magnéticas no domínio de estudo.

Figura 62 - Linhas de fluxo magnético e induções magnéticas no domínio de estudo



Além dos dados de entrada, deve-se inserir uma linha no entreferro, sendo que o raio e o ângulo são calculados conforme as Equações (5.3) e (5.4).

$$R_{\delta} = (D_{in} - g_{MIN}) 0,5 [m] \quad (5.3)$$

$$\alpha_{\delta} = \frac{360}{p_{polos}} [graus] \quad (5.4)$$

Onde:

R_{δ} = Raio do entreferro

D_{in} = Diâmetro interno

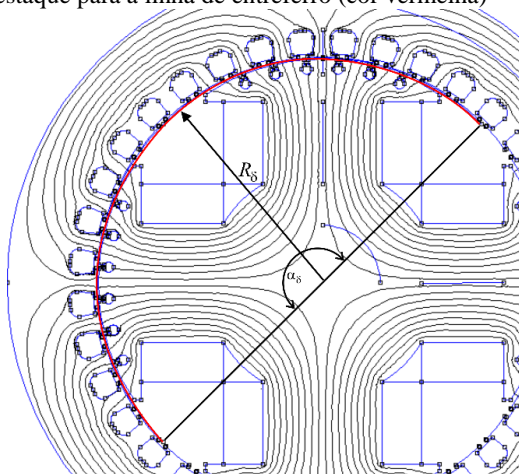
g_{MIN} = entreferro nominal

α_{δ} = ângulo do entreferro

p_{polos} = número de pares de polos

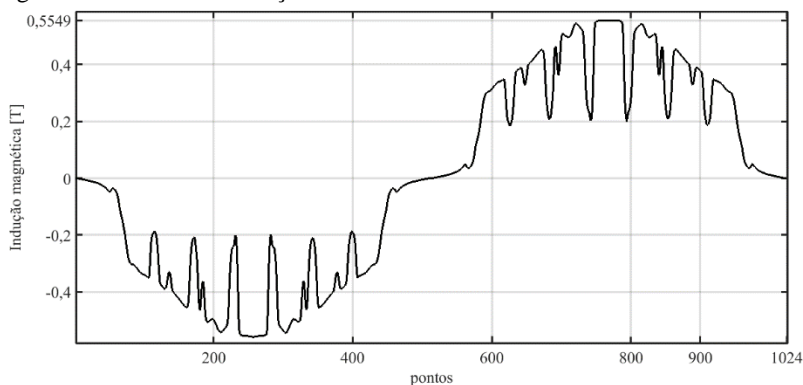
Para exemplificar, a Figura 63 destaca a linha obtida, em vermelho, juntamente com R_{δ} e α_{δ} .

Figura 63 - Destaque para a linha de entreferro (cor vermelha)



A partir da simulação, determina-se a componente radial da indução na linha do entreferro, sendo que especificamente no programa refere-se a sua componente normal. Sobre a quantidade de pontos utilizados, quanto maior o número de pontos maior será a resolução ao final, sendo que nesse exemplo são utilizados 1024 pontos. A Figura 64 apresenta os valores da indução na linha do entreferro.

Figura 64 - Valores da indução na linha do entreferro



Considerando os pontos da indução apresentados na Figura 64, deve-se associá-los a frequência elétrica nominal da máquina em regime permanente f_{nom} , gerando os valores de tempo para cada ponto de indução.

Esses valores de tempo, em segundos, podem ser obtidos por um algoritmo de cálculo através do tempo inicial (t_i), tempo final (t_f) e passo de tempo (p_t), conforme apresentado pelas Equações (5.5) a (5.7).

$$t_i = 0 \quad (5.5)$$

$$t_f = \frac{1}{f_{nom}} \quad (5.6)$$

$$p_t = \frac{1}{f_{nom}(n_p - 1)} \quad (5.7)$$

A partir dos valores da indução da Figura 64 e de tempo, realiza-se o cálculo da FFT, sendo utilizado nesse exemplo o módulo DSN do EFCAD. A Tabela 38 apresenta os valores da decomposição harmônica da indução magnética no entreferro, sendo n a sua ordem.

Tabela 38 - Decomposição harmônica da indução no entreferro obtida pelo MEF

n	Valor [T]	n	Valor [T]	n	Valor [T]
1	$4,75 \times 10^{-1}$	15	$9,61 \times 10^{-3}$	29	$1,17 \times 10^{-3}$
2	$4,59 \times 10^{-5}$	16	$1,28 \times 10^{-4}$	30	$5,76 \times 10^{-5}$
3	$1,24 \times 10^{-2}$	17	$5,55 \times 10^{-2}$	31	$1,25 \times 10^{-3}$
4	$6,32 \times 10^{-5}$	18	$1,27 \times 10^{-4}$	32	$7,48 \times 10^{-5}$
5	$2,21 \times 10^{-2}$	19	$5,93 \times 10^{-2}$	33	$7,29 \times 10^{-3}$
6	$1,28 \times 10^{-4}$	20	$2,23 \times 10^{-4}$	34	$1,21 \times 10^{-4}$
7	$3,91 \times 10^{-2}$	21	$1,21 \times 10^{-2}$	35	$3,75 \times 10^{-2}$
8	$8,86 \times 10^{-5}$	22	$2,04 \times 10^{-4}$	36	$6,70 \times 10^{-5}$
9	$2,56 \times 10^{-2}$	23	$1,02 \times 10^{-2}$	37	$4,08 \times 10^{-2}$
10	$1,05 \times 10^{-4}$	24	$4,80 \times 10^{-5}$	38	$1,53 \times 10^{-4}$
11	$6,05 \times 10^{-3}$	25	$1,10 \times 10^{-3}$	39	$4,53 \times 10^{-3}$
12	$1,05 \times 10^{-4}$	26	$6,97 \times 10^{-5}$	40	$2,30 \times 10^{-4}$
13	$8,64 \times 10^{-3}$	27	$7,09 \times 10^{-3}$		
14	$7,89 \times 10^{-5}$	28	$7,16 \times 10^{-5}$		

Os valores apresentados na Tabela 38 representam a decomposição harmônica da forma de indução no entreferro, sendo que os valores de campo são obtidos através do MEF (Figura 62). Conceitualmente, a decomposição obtida através do MEF (Tabela 38) é equivalente ao apresentado na seção 3.1.1, a qual é realizada através do modelo magnético analítico da máquina.

De posse dos valores das harmônicas de indução, obtêm-se assim algumas constantes da máquina. Inicialmente, pode-se calcular o fator de

campo (C_1), definido pela Equação (2.2), conforme exemplo semi-analítico calculado pela Equação (5.8).

$$C_1 = \frac{B_{\delta I}}{B_{\delta M}} = \frac{4,75 \times 10^{-1}}{0,5544} = 0,856 \quad (5.8)$$

Onde:

$B_{\delta I}$ = Amplitude da componente fundamental da indução magnética no entreferro

$B_{\delta M}$ = valor da indução máxima no entreferro

O fator de campo (C_1) é utilizado no cálculo das indutâncias magnetizantes de eixo direto e de eixo de quadratura, apresentado nas seções 3.2.2 e 3.2.3. Assim, o fator de campo calculado semi-analiticamente (Equação (5.8)) pode ser avaliado com o obtido de forma analítica (Equações (2.3)) para uma avaliação dos valores encontrados.

Outro parâmetro que pode ser obtido envolve o cálculo da tensão eficaz de fase e da THD. Aplicando os valores da indução da Tabela 38 à metodologia de cálculo de tensão induzida, apresentado na seção 3.1.3, os valores obtidos estão apresentados na Tabela 39.

Tabela 39 - Valores da tensão eficaz de fase e a THD obtidas semi-analiticamente

$V_{\text{fase}} = 125,987$
THD (%) = 1,82

Comparando os valores apresentados na Tabela 39 com os apresentados pelo MEF (Tabela 31 e Tabela 32), constata-se que os valores obtidos semi-analiticamente apresentam uma boa aproximação se comparados com os valores obtidos pelo MEF.

A vantagem em utilizar o método semi-analítico está em obter um valor de parâmetro calculado considerando a não-linearidade do material ferromagnético e as dimensões e os dados reais da máquina e, além disso, aliado também a um tempo de processamento menor se comparado com os métodos convencionais de simulação.

A sua desvantagem está na obrigatoriedade de conhecer as várias ferramentas de cálculo utilizadas, teorias de máquinas elétricas, interface entre esses programas, entre outros.

Essa seção apresentou um exemplo semi-analítico para o cálculo do fator de campo, da tensão eficaz de fase e da THD, porém o método

semi-analítico pode ser empregado para correções de fator de Carter, saturação magnética, FMM, induções médias, entre outros.

CAPÍTULO 6

COMPARAÇÃO E ANÁLISE DOS VALORES DOS PARÂMETROS MEDIDOS E CALCULADOS

Este capítulo apresenta a comparação entre os valores dos parâmetros de circuito equivalente e dos parâmetros elétricos, destacados no capítulo 1, obtidos tanto de forma medida como de forma calculada. Os valores dos parâmetros medidos, obtidos no capítulo 4, são obtidos através de um gerador disponível no laboratório de máquinas elétricas da UFSC. Os valores dos parâmetros calculados, apresentados no capítulo 5, são obtidos através de metodologia analítica e através do MEF.

O processo de fabricação intrinsecamente contém variações dimensionais de projeto, e tais variações irão modificar os valores dos parâmetros de uma máquina. A realização dos cálculos pela metodologia analítica e pelo MEF não considera essa variação.

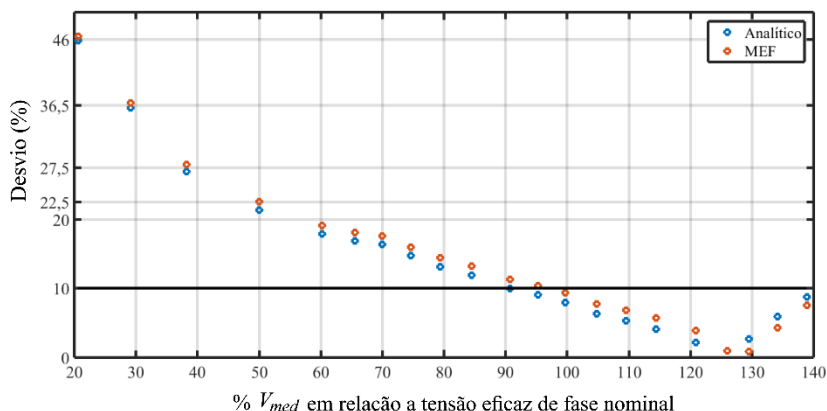
A partir dos valores obtidos, é verificado o desvio percentual absoluto (*Desvio*(%)), tendo como base o valor medido (V_{med}) e o valor calculado (V_{cal}), seja ele pela metodologia analítica ou pelo MEF, conforme exposto pela Equação (6.1)

$$Desvio(\%) = \left| \left(\frac{V_{med} - V_{cal}}{V_{med}} \right) 100 \right| \quad (6.1)$$

6.1. CURVAS DA TENSÃO EFICAZ A VAZIO

Esse item compara a tensão eficaz a vazio entre os valores medidos e os valores calculados, tanto pela metodologia analítica como pelo MEF. Para realizar a comparação, inicialmente verificam-se os valores da corrente de campo medida nas curvas da tensão eficaz a vazio. Para esse mesmo valor da corrente de campo, busca-se o valor da tensão eficaz de fase obtida pelas medições, pelo MEF e pela metodologia analítica, apresentados na Tabela 4, na Tabela 31 e na Tabela 22, respectivamente. Nos casos onde a corrente medida difere dos valores do MEF e analíticos, utiliza-se interpolação linear. Com base nas informações apresentadas e na Equação (6.1), o desvio entre os valores medidos e os valores calculados da tensão eficaz de fase é apresentado na Figura 65.

Figura 65 - Desvio entre os valores medidos e calculados da tensão eficaz de fase a vazio



De forma geral, os valores de desvios no início são elevados e decaem até valores menores, sendo que a partir da medida de 90 % da tensão nominal, os desvios estão em uma faixa aceitável de 10 %. Considerando todos os valores apresentados na Figura 65, o desvio médio é de 13,94 %, e considerando os desvios a partir de 90 % da tensão nominal, o desvio médio é de 6,00 %. Além disso, destaca-se que entre as curvas de desvio analítico e MEF há uma diferença praticamente constante entre todos os desvios apresentados.

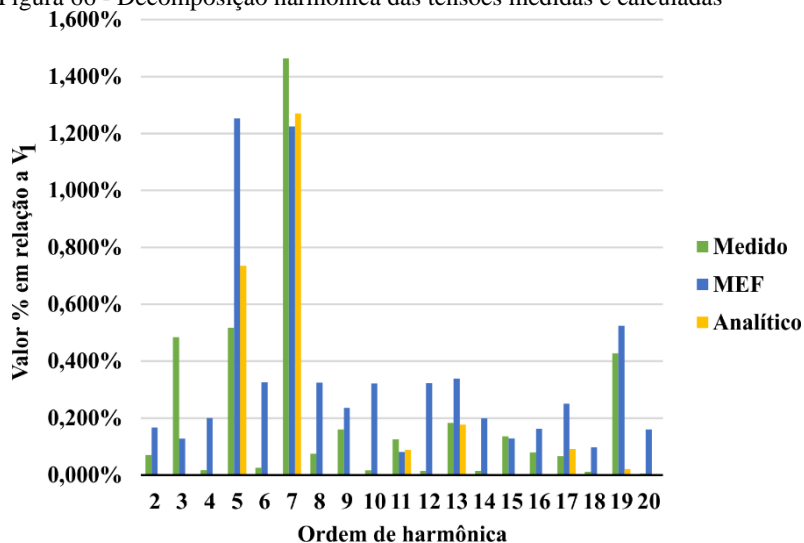
Sobre os elevados desvios iniciais, foram reanalisados todos os valores medidos e calculados, porém todas as análises retornaram os mesmos números apresentados na

Tabela 4, na Tabela 31 e na Tabela 22. A hipótese levantada para justificar esses desvios envolve a curva BxH e sua modelagem matemática, pois tanto o método analítico como o MEF utilizam em seus cálculos curvas que não consideram a indução remanente do material e a sua variação em função do tempo. Por outro lado, a realização de testes a partir da desmagnetização da máquina poderia também modificar os desvios apresentados. Além disso, seria necessária uma verificação com maior critério nos pontos de indução utilizados na curva BxH do material ferromagnético.

6.2. DISTORÇÃO HARMÔNICA TOTAL

A comparação da THD é realizada com base nos resultados medidos, obtido pelo MEF e pela metodologia analítica apresentados nas seções 4.2.4, 5.2.2 e 5.1.2, respectivamente. A decomposição harmônica das 3 formas de onda até a harmônica de 20ª ordem, é apresentada na Figura 66.

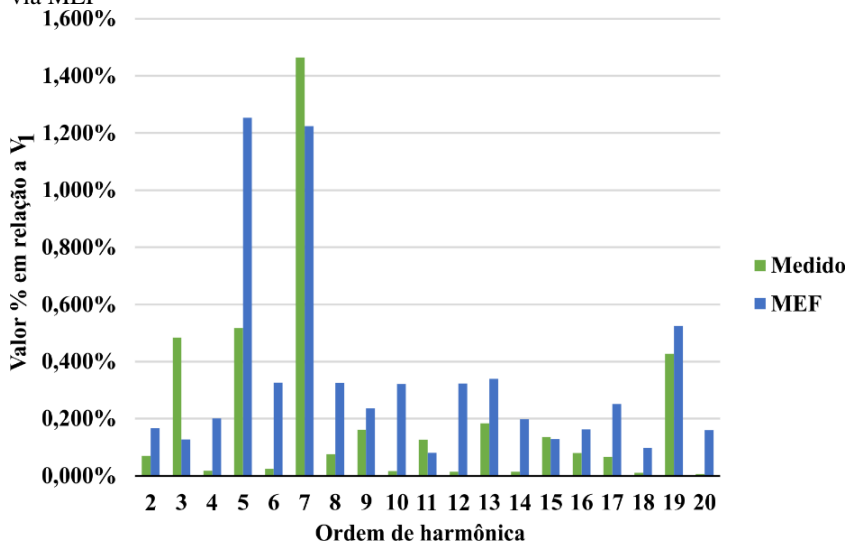
Figura 66 - Decomposição harmônica das tensões medidas e calculadas



Os valores de V_1 são 124,066 volts, 127,048 volts e 128,287 volts para as tensões medida, analítica e MEF, respectivamente. Comparando os valores gerais, pode-se constatar que os três métodos apresentam resultados da mesma ordem de grandeza. Além disso, considerando todos os valores apresentados em relação a V_1 , pode-se afirmar que as harmônicas de maior relevância são a 5ª, 7ª e 19ª ordem.

A Figura 67 apresenta a decomposição harmônica dos valores medidos e os obtidos pelo MEF.

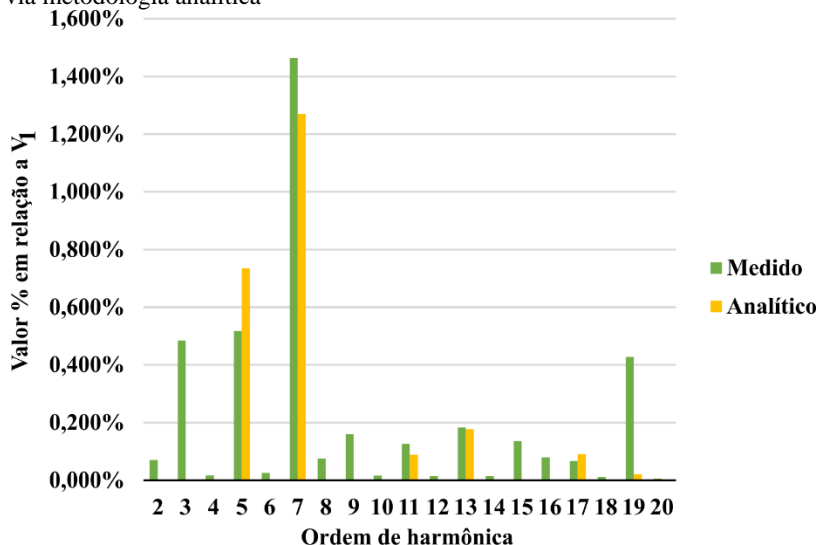
Figura 67 - Decomposição harmônica entre os valores medidos e os calculados via MEF



Analisando apenas as harmônicas obtidas pelos resultados medidos e pelo MEF, pode-se verificar em todas as harmônicas que estas apresentam uma concordância adequada, tanto na ordem da harmônica como no valor percentual em relação a V_1 . Porém, considerando a ordem de grandeza entre os valores medidos e via MEF, na maioria das vezes as harmônicas do MEF apresentam valores percentuais maiores. Com base nisso, pode-se afirmar que utilizando o MEF, a THD, e consequentemente a tensão, tem-se um valor um pouco maior se comparado com o resultado de uma máquina real. A justificativa sobre este resultado se baseia na qualidade baixa da malha utilizada no MEF, que como consequência pode ter gerado imprecisões nos resultados.

A Figura 68 apresenta a decomposição harmônica dos valores medidos e os obtidos pela metodologia analítica.

Figura 68 - Decomposição harmônica entre os valores medidos e os calculados via metodologia analítica



Analisando apenas os resultados medidos e analíticos, esses apresentam valores percentuais próximos nas harmônicas de ordem 5ª, 7ª, 11ª, 13ª e 17ª.

Pode-se visualizar também que existem ordens de harmônicas medidas, porém existem ordens de harmônicas que não são obtidas via metodologia analítica. No caso das harmônicas de 3ª, 9ª e 15ª, essas são previstas pelo modelo magnético, seção 2.2, porém analiticamente são iguais a zero para um passo de enrolamento (Y_F) igual a $2/3$, utilizado nesse gerador, conforme as equações relacionadas ao enrolamento, seção 3.1.2. No caso das harmônicas pares múltiplas de 3 (6ª, 12ª e 18ª ordem), que analiticamente também são iguais a zero devido ao passo do enrolamento, essas não são previstas no modelo magnético. Apesar de apresentarem valores diferentes de zero (harmônicas medidas de 3ª, 9ª e 15ª ordem), considerando seu percentual em relação a V_1 , pode-se afirmar que seus valores são irrelevantes. No caso das harmônicas pares, o método analítico utilizado não apresenta nenhum valor, pois o modelo magnético utilizado não as prevê.

O destaque está para a harmônica 19ª medida, que apresenta um valor elevado em relação ao analítico e alto se comparado com as harmônicas próximas (15ª, 16ª, 17ª, 18ª e 20ª ordem). Conforme investigado por [17], [18], [20] e [22], essa harmônica elevada ocorre

devido às ranhuras do estator e rotor, sendo também múltipla da velocidade angular do rotor.

Por fim, considerando as informações apresentadas sobre resultados medidos e calculados analiticamente, pode-se afirmar que o resultado analítico apresentará um valor da THD, e consequentemente da tensão, um pouco menor se comparado com o resultado de uma máquina real.

A Tabela 40 apresenta os valores da THD obtidos pelos três diferentes métodos.

Tabela 40 - THD para resultados medidos e calculados

	Medido	Analítico	MEF
THD (%)	1,74	1,48	2,21

Com base nos resultados medidos e calculados, apresentado na Tabela 40, e na Equação (6.1), o desvio da THD é apresentado na Tabela 41.

Tabela 41 - Desvio entre valores da THD

	Analítico	MEF
Desvio (%)	14,94	27,01

Com base nos resultados apresentados, o valor analítico possui uma diferença menor que o obtido pelo MEF, apresentando um resultado satisfatório. Porém, para uma diminuição de desvio do valor analítico, torna-se necessário a utilização de um modelo magnético que considere também a representação das ranhuras do estator e das ranhuras do rotor.

6.3. REATÂNCIAS NÃO SATURADAS

A comparação das reatâncias não saturadas é realizada com base nos valores medidos, nos valores do MEF e nos valores da metodologia analítica apresentados nas seções 4.3, 5.3.3 e 5.2.3, respectivamente. A Tabela 42 apresenta os valores das reatâncias obtidas pelos três diferentes métodos.

Tabela 42 – Valores das reatâncias não saturadas medidas e calculadas

	Medido	Analítico	MEF
$X_{dns} (\Omega)$	9,375	8,164	8,199
$X_{qns} (\Omega)$	4,710	3,684	4,148

Com base nos resultados medidos e calculados, apresentados na Tabela 42, e na Equação (6.1), o desvio dos valores das reatâncias é apresentado na Tabela 43.

Tabela 43 - Desvio entre valores medidos e calculados das reatâncias

	Análítico	MEF
Desvio X_{dns} (%)	14,83	12,54
Desvio X_{qns} (%)	21,78	11,93

Para X_{dns} , os valores dos desvios analíticos e MEF estão próximos, porém estes valores são elevados. Para X_{qns} , o valor do desvio pelo MEF é mais próximo que o analítico, apresentando também uma diferença próxima ao valor de X_{dns} . O mesmo não acontece pelo método analítico, o qual apresenta desvios diferentes, o que permite afirmar que o método de cálculo utilizado apresenta um erro maior em X_{qns} .

Considerando todos os desvios apresentados, a diferença pode estar relacionada à metodologia de cálculo ou a desvios no processo de fabricação, o que deve ser melhor avaliado a partir de testes em outras máquinas. Para uma avaliação, o Apêndice H apresenta o cálculo analítico dos parâmetros considerando a diminuição do entreferro nominal em 10 %, no qual é possível visualizar ser esta a razão dessa diferença.

6.4. RESISTÊNCIA DO ENROLAMENTO DO ESTATOR

A comparação das resistências é realizada com os valores em temperatura ambiente (r_{s_amb}) e em regime de funcionamento (r_{s_fnc}). Os valores medidos estão apresentados na seção 4.3 e os valores calculados analiticamente estão apresentados na seção 5.1.4. A Tabela 44 apresenta esses valores.

Tabela 44 - Valores medidos e calculados da resistência em regime de funcionamento

	Medido	Análítico
r_{s_amb} (25,1 °C) [Ω]	0,256	0,247
r_{s_fnc} (107,4 °C) [Ω]	0,337	0,325

Com base nos valores medidos e calculados, apresentados na Tabela 44, e na Equação (6.1), o desvio dos valores da resistência é apresentado na Tabela 45.

Tabela 45 - Desvios da resistência

Desvio (%)	Analítico
$r_{s_amb} (25,1\text{ }^{\circ}\text{C}) [\Omega]$	3,71
$r_{s_fnc} (107,4\text{ }^{\circ}\text{C}) [\Omega]$	3,70

Pode-se verificar que o desvio apresentado é constante para as duas resistências e apresenta também um valor satisfatório. Sobre esses valores apresentados, uma melhor aproximação pode ser obtida verificando através dos valores de processo de fabricação e da metodologia analítica o comprimento médio de uma espira (l_{av}), considerando também o tipo de enrolamento empregado.

6.5. REATÂNCIA DE POTIER

A comparação dos valores da reatância de Potier é realizada a partir dos valores medidos e dos valores calculados, apresentados nas seções 4.3 e 5.1.5, respectivamente. A Tabela 46 apresenta tais valores.

Tabela 46 - Valores medidos e calculados da reatância de Potier

	Medido	Analítico 1	Analítico 2
$X_p (\Omega)$	3,28	0,422	3,252

Com base nos resultados medidos e calculados, mostrados na Tabela 46, e na Equação (6.1), o desvio da reatância de Potier é apresentado na Tabela 47.

Tabela 47 - Desvio entre valores medidos e calculados de X_p

	Analítico 1	Analítico 2
Desvio (%)	87,13	0,85

Pode-se verificar que o desvio utilizando o método analítico 2 é menor que o desvio do método analítico 1, apresentados na seção 3.4, sendo o analítico 2 um valor satisfatório. As expressões utilizadas no analítico 1 são advindas de resultados experimentais e experiências profissionais. Considerando o resultado apresentado, pode-se afirmar que as expressões e os valores obtidos pelo método analítico 1 não são válidos para geradores com a potência e a dimensão utilizada neste trabalho.

6.6. CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE OS RESULTADOS MEDIDOS VS CALCULADOS

De forma geral, os resultados expostos apresentam valores coerentes e satisfatórios, sendo que o destaque pode ser dado a reatância de Potier que apresentou desvio menor que 1 % para o método analítico 2.

Avaliando os resultados como um todo, pode-se afirmar que os valores de desvios são satisfatórios, se considerar a quantidade de parâmetros apresentados. Apesar disso, tais testes foram realizados em apenas uma máquina, e sendo assim, não é possível afirmar que esses desvios se manterão os mesmos para outras máquinas. Além disso, vale salientar que os cálculos obtidos analiticamente e pelo MEF são realizados considerando as medidas de projeto, desconsiderando assim as variações dimensionais intrínsecas do processo de fabricação.

A análise dos resultados apresenta as possíveis causas de discordâncias de forma a destacar também os pontos que preferencialmente devem ser verificados para diminuir os desvios apresentados. Assim, as considerações apresentadas devem ser analisadas para possíveis investigações em outras máquinas de parâmetros de circuito equivalente e de parâmetros elétricos de GSTPS.

CONSIDERAÇÕES FINAIS

Esta dissertação realizou a comparação dos valores dos parâmetros de circuito equivalente e dos parâmetros elétricos em regime permanente de GSTPS, considerando os valores obtidos por metodologia analítica, por simulação numérica via MEF e por ensaios. Nesse contexto, pode-se afirmar que os objetivos foram alcançados.

O capítulo 4 apresentou a obtenção desses valores de uma máquina real; o capítulo 5 obteve esses valores calculados via metodologia analítica e via MEF, a partir de dados de projeto; e o capítulo 6 efetuou a comparação desses valores. Além disso, apresentaram-se também as características específicas para obtenção desses valores e pontos que preferencialmente devem ser verificados para testes em outras máquinas, de forma a diminuir os desvios apresentados.

Considerando os resultados experimentais, MEF e analíticos, os resultados gerais apresentaram valores coerentes, e considerando todos os desvios apresentados e a quantidade de valores comparados, pode-se afirmar que os resultados obtidos na dissertação são satisfatórios. O destaque positivo está para valores de tensão próximos ao valor nominal, resistência do enrolamento do estator por fase e reatância de Potier, que apresentaram desvios menores que 10 %. Os outros valores apresentaram desvios de 10 % a 25 %, e para valores de tensão menores que o valor nominal os desvios são maiores que 25 %.

O Apêndice I apresenta os valores dos parâmetros obtidos via metodologia analítica considerando a diminuição do entreferro nominal em 10 %, e esses resultados sugerem ser essa a principal causa da divergência dos desvios apresentados. Contudo, é importante salientar que além das questões do processo de fabricação, podem existir também influências das equações utilizadas. A quantificação de todas as influências somente será evidenciada a partir de um maior número de máquinas verificadas, tanto experimentalmente como numericamente.

É importante ressaltar que realizar a comparação dos valores pelas três metodologias é necessário para que seja possível realizar uma validação dos valores dos parâmetros como um todo considerando diferentes métodos, sendo importante também, para conhecer os desvios das ferramentas analíticas e de simulação para a possível validação dessas ferramentas.

Além disso, deve-se destacar que existem poucos trabalhos que seguem a linha proposta dessa dissertação, principalmente pela grande

multidisciplinaridade dos temas abordados, disponibilidade de informações ou mesmo até de máquinas para ensaios.

Para o desenvolvimento da metodologia analítica apresentada na dissertação, realizou-se a releitura de referências realizadas entre 1900 a 1970, uma vez que sua modelagem clássica foi realizada entre essas épocas. Conforme mencionado no capítulo 1, a metodologia analítica desenvolvida no trabalho refere-se à montagem da sequência das equações utilizadas para o cálculo específico de GSTPS. A partir da pesquisa bibliográfica, realizou-se a montagem da metodologia considerando, principalmente, as equações que apresentaram resultados coerentes para esse estudo de caso.

Considerando as informações e os conhecimentos disponíveis em referências bibliográficas, pode-se afirmar que as contribuições relacionadas à metodologia analítica, apresentadas na dissertação, foram:

- Consideração do número de caminhos em paralelo para o cálculo da indutância;
- Apresentação sequencial do conjunto de equações para o cálculo de parâmetros para esse tipo de máquina;
- Apresentação acadêmica da decomposição harmônica de indução no entreferro (modelo magnético) e sua relação nos cálculos da tensão e das indutâncias;

No caso de GSTPS, verificou-se que esta máquina apresenta alguns valores de parâmetros que são difíceis de obter experimentalmente, pois os testes podem danificar a máquina. Apesar disso, alguns valores de parâmetros, principalmente os relacionados aos transitórios, são requisitados e especificados por consumidores ou mesmo por agências reguladoras. Nesse sentido, como experimentalmente existe a dificuldade intrínseca em obter ou validar os parâmetros, esses valores são obtidos a partir de cálculos, tanto de forma analítica quanto via MEF, sendo ainda muito utilizada a metodologia analítica para determinação desses valores.

Apesar de a ferramenta analítica ser muito utilizada, ainda existe grande dificuldade para o desenvolvimento e a validação do cálculo analítico devido, principalmente, aos seguintes fatores:

- As equações que apresentam resultados coerentes são indisponíveis em domínio público ou em referências bibliográficas;
- O conhecimento teórico é de difícil compreensão.

Nesse sentido, dentro de uma abordagem acadêmica, houve na apresentação da metodologia analítica e nos seus resultados, contribuições relacionadas a esses fatores mencionados.

Apesar de serem apresentados na dissertação parâmetros relacionados ao regime permanente, os efeitos e as equações em GSTPS estão todos interligados, e assim, com base no que é apresentado, também é possível começar a compreender e calcular os valores de parâmetros em regime transitório com menores desvios.

Outro ponto que merece ser destacado envolve o exemplo de utilização da metodologia semi-analítica da seção 5.4. Para desenvolver o conjunto de equações relacionadas aos capítulos 2 e 3, o autor utilizou também a abordagem semi-analítica com o *software* FEMM [42] para validação das equações como um todo e também da validação dos valores apresentados no estudo de caso. A dissertação não apresenta a comparação de valores dos parâmetros semi-analíticos, pois esta ainda é empregada restritamente em programas comerciais de cálculo de GSTPS, não sendo também muito difundida pelas partes interessadas.

Para a realização das simulações via MEF, a utilização do programa EFCAD permitiu também realizar modificações nos dados de enrolamento. A partir dessas modificações foram realizados testes, os quais puderam confirmar algumas hipóteses sobre a metodologia analítica utilizada durante a dissertação e que se confirmaram nos resultados de ensaio.

Na comparação entre valores analíticos e MEF, pôde-se verificar que quase todos os valores obtidos apresentaram uma diferença próxima a 1 %. A exceção dos resultados foi de X_{qns} , que apresentou uma diferença de 11 %, porém considerando apenas uma máquina não é possível afirmar a causa dessa diferença, nem tampouco afirmar se essa diferença se manteria constante para outras máquinas similares. Cabe ressaltar que a comparação dos valores das reatâncias X_{dns} e X_{qns} via MEF e metodologia analítica apresentou uma diferença de 0,4 e 11 %, respectivamente. Em um caso ideal, essa diferença deveria ser próxima de um valor constante, e assim, essa discrepância na diferença dos valores das reatâncias sugere que na metodologia analítica, as equações relacionadas à X_{qns} devem ser verificadas conforme pontos mencionados na comparação do capítulo 5.

Além disso, a comparação entre os valores obtidos via metodologia analítica e MEF é realizada de forma separada, pois nesse caso pode-se afirmar que as dimensões e os dados de entrada são iguais, e assim desconsiderar variações dimensionais, como no caso de uma máquina

real. Com isso é possível realizar comparações mais específicas e adequadas ao ponto de vista de projeto, trazendo assim validações mais seguras dos valores dos parâmetros calculados, advindos tanto da metodologia analítica como das simulações. Mesmo assim, é importante ressaltar que a validação experimental dos valores calculados sempre deve ser levada em consideração, pois tão importante como conhecer os valores calculados, é verificar o quão próximo esses valores são alcançados experimentalmente.

Aos que possuem interesse em utilizar a metodologia analítica apresentada, seguem algumas considerações obtidas pela experiência adquirida durante a dissertação. Para os valores de tensão, é muito provável que os desvios sejam iguais aos apresentados em máquinas com encurtamento de passo (Y_F) próximo ou igual a $2/3$. Conforme exista o aumento de Y_F , os desvios tenderão a aumentar. No caso das indutâncias, pôde-se verificar que o modelo magnético [28] descreve muito bem o espaço intra-polar, e dessa forma, é muito provável que os resultados das indutâncias em outras máquinas apresentem resultados coerentes. As afirmações sobre o cálculo da tensão e das indutâncias são válidas considerando que os valores das variáveis g_{MIN} , g_{MAX} e α_{SAP} sejam adequadamente obtidos para uma geometria.

A seguir, apresentam-se as sugestões de desenvolvimentos para trabalhos futuros que complementariam essa dissertação:

- Comparar os parâmetros de circuito equivalente e os parâmetros elétricos de GSTPS para um maior número de máquinas;
- Comparar os parâmetros de circuito equivalente e os parâmetros elétricos de GSTPS considerando o regime transitório;
- Comparar parâmetros de circuito equivalente e os parâmetros elétricos de GSTPS com enrolamento fracionário;
- Determinar os parâmetros de circuito equivalente e os parâmetros elétricos para GSTPS com potência acima de 1 MVA;
- Acrescentar a comparação de parâmetros de circuito equivalente e de parâmetros elétricos de GSTPS considerando a modelagem semi-analítica do gerador.

REFERÊNCIAS

- [1] M. L. M. Kimpara, **Modelagem e Análise de Geradores Síncronos Utilizando o Método de Reconstrução do Campo**. Dissertação de Mestrado. UFMG. 2012.
- [2] R. H. Park and B. L. Robertson, **The reactances of synchronous machines**, *Trans. Am. Inst. Electr. Eng.*, vol. 47, no. 2, pp. 514–535, 1928.
- [3] R. H. Park, **Two-reaction theory of synchronous machines generalized method of analysis-part I**, *Trans. Am. Inst. Electr. Eng.*, vol. 48, no. 3, pp. 716–727, 1929.
- [4] R. H. Park, **Two Reaction Theory of Synchronous Machines Generalized Method of Analysis-Part I**, *Winter Conv. A.I.E.E.*, pp. 352–354, 1933.
- [5] P. C. Krause, O. Wasynczuk, and S. D. Sudhoff, **Analysis of Electric Machinery and Drive Systems**, *Power Engineering*. pp. 1–65, 2002.
- [6] T. A. Lipo, *Analysis of Synchronous Machines*, CRC Press. 2^a edição. 2001.
- [7] Boldea, I.; Tutelea, L., *Electric Machines: Steady State, Transients and Design with Matlab*. CRC Press. 2010.
- [8] IEEE Std 115, *Guide Test Procedures for Synchronous Machines Part I – Acceptance and Performance Testing Part II – Test Procedures and Parameter Determination for Dynamic Analysis*,. 2009.
- [9] J. Pyrhonen, T. Jokinen, and V. Hrabovcová, *Design of rotating electrical machines*. John Wiley & Sons, 2009.
- [10] M. R. Spiegel, S. Lipschutz, and J. Liu, *Manual de fórmulas e tabelas matemáticas: coleção Schaum*. Bookman Editora, 2^a edição, 2009.
- [11] E. M. Freeman, **The calculation of harmonics, due to slotting, in the flux-density waveform of a dynamo-electric machine**, *IEE Monogr.*, vol. 109, no. 523, 1962.
- [12] F. W. Carter, **The Magnetic Field of the Dynamo-Electric Machine**, *Electr. Eng. J. Inst.*, vol. 64, no. 359, pp. 1115–1138,

1926.

- [13] B. I. A. Terry, E. G. Keller, and D. Ph, **Field-Pole Leakage Flux in Salient-Pole Dynamo-Electric Machines * I--1,**” no. 1, 1938.
- [14] B. Hague, **The shape of pole-shoe required to produce a sinusoidal distribution of air-gap flux density,** *Electr. Eng. J. Inst.*, vol. 62, no. 335, pp. 921–929, 1924.
- [15] B. Y. R. W. Wieseman, **Graphical Determination of Magnetic Fields,**” pp. 7–11, 1927.
- [16] W. P. Calixto, **Aplicação do Mapeamento Conforme no Cálculo do Fator de Carter,** Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Goiás. 2008.
- [17] E. J. J. Rocha, M. K. Uemori, and a. De Arruda Penteadó, **The damper winding influence upon salient pole synchronous generator electromotive force,** *1997 IEEE Int. Electr. Mach. Drives Conf. Rec.*, p. TC1/7.1-TC1/7.3, 1997.
- [18] M. Ranlöf, R. Perers, and U. Lundin, **On permeance modeling of large hydrogenerators with application to voltage harmonics prediction,** *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 25, no. 4, pp. 1179–1186, 2010.
- [19] C. M. Spargo, B. C. Mecrow, and J. D. Widmer, **A Seminumerical Finite-Element Postprocessing Torque Ripple Analysis Technique for Synchronous Electric Machines Utilizing the Air-Gap Maxwell Stress Tensor,** *IEEE Trans. Magn.*, vol. 50, no. 5, 2014.
- [20] G. Traxler-Samek, A. Schwery, and E. Schmidt, **Analytic calculation of the voltage shape of salient pole synchronous generators including damper winding and saturation effects,** *COMPEL-The Int. J. Comput. Math. Electr. Electron. Eng.*, vol. 22, no. 4, pp. 1126–1141, 2003.
- [21] G. Traxler-Samek, T. Lugand, and M. Uemori, **Vibrational forces in salient pole synchronous machines considering tooth ripple effects,** *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 59, no. 5, pp. 2258–2266, 2012.
- [22] J. Walker, **Slot ripples in alternator emf waves,** *Proc. IEE-Part II Power Eng.*, vol. 96, no. 49, pp. 81–92, 1949.

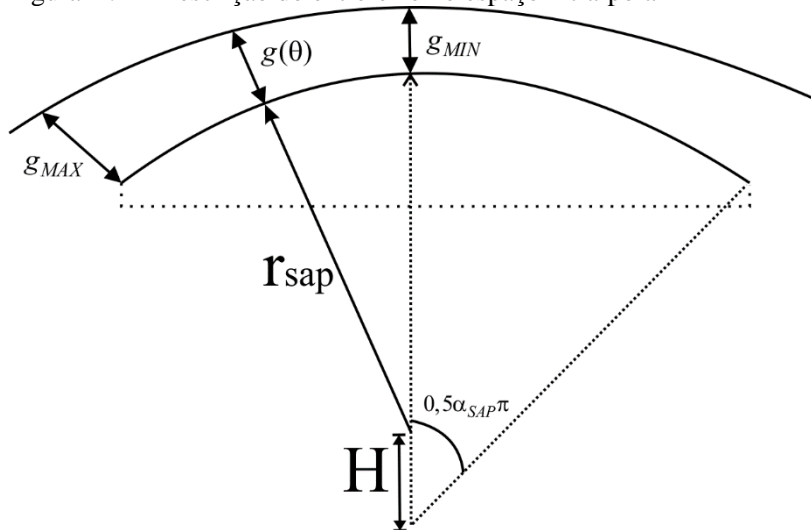
- [23] J. H. Walker and N. Kerruish, **Open-circuit noise in synchronous machines**, *Proc. IEE-Part A Power Eng.*, vol. 107, no. 36, pp. 505–512, 1960.
- [24] A. M. Knight, H. Karmaker, and K. Weeber, **Use of a permeance model to predict force harmonic components and damper winding effects in salient-pole synchronous machines**, *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 17, no. 4, pp. 478–484, 2002.
- [25] I. Boldea, ***Synchronous generators***. CRC Press, 2015.
- [26] A. R. Carvalho, “**Contribuições para Projeto de Geradores Síncronos de Grande Porte**,”. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Itajubá. 2011.
- [27] D. Ginsberg, A. L. Jokl, and L. M. Blum, **Calculation of No-Load Wave Shape of Salient-Pole A-C Generators**, *Trans. Am. Inst. Electr. Eng. Part III Power Appar. Syst.*, vol. 72, no. 2, pp. 974–980, 1953.
- [28] D. Ginsberg, **Design calculations for A-C Generators**, *AIEE Rotating Mach. Comm.*, pp. 1274–1282, 1950.
- [29] V. Ostovic, **Dynamics of Saturated Electric Machines**. Springer Science & Business Media, 1989.
- [30] A. Ivanov-Smolensky, **Electrical Machines**, Vol II. Moscow, 1988.
- [31] M. I. Kostenko, L. M. Piotrovski, and L. G. Rodriguez, **Máquinas eléctricas**. 1979.
- [32] I. Boldea and S. Nasar, **The Induction Machines Design Handbook**. CRC Press. 2009. 2ª Edição.
- [33] A. E. FITZGERALD, C. KINGSLEY JR, and S. UMANS, **Máquinas Elétricas com Introdução à Eletrônica de Potência**. Porto Alegre: Bookman, 6ª Edição. 2006.
- [34] S. J. Chapman, **Fundamentos de Máquinas Elétricas**. AMGH Editora, 4ª Edição, 2013.
- [35] E. S. Carvalho, **Projeto e Otimização de um Gerador Síncrono de Polos Lisos**, UFSC, Dissertação de Mestrado, 2011.
- [36] G. Huth, **Electric rotating field machine with a two-layered winding in the stator slots**. Google Patents, Mar-2002.

- [37] M. A. Maran, **Modelo Analítico de Motor de Indução Trifásico de Rotor Gaiola de Esquilo Considerando Saturação e Efeito de Penetração de Campo**, Dissertação de Mestrado, UFSC, 2015.
- [38] Associação Brasileira de Normas Técnicas, **NBR 5052 Máquina síncrona - Ensaio**, pp. 1–70, 1984.
- [39] S. Beckwith, **Approximating Potier Reactance**, *Trans. Am. Inst. Electr. Eng.*, vol. 56, pp. 813–818, 1937.
- [40] N. Bastos, J. P. A., Sadowski, **Manual EFCAD**. UFSC, Florianópolis, 2008. Disponível em www.grucad.ufsc.br. Acesso em Dezembro de 2016.
- [41] J. Lorenz and J. T. Fowler, **Synchronous Generator Subtransient Reactance Prediction Using Transient Circuit Coupled Electromagnetic Analyses & Odd Periodic Symmetry**, Artigo.
- [42] D. Meeker, **Finite Element Method Magnetics**, FEEM versão 4.2, Manual de Usuário, 2015.

APÊNDICE A: Modelagem do Valor Médio do Entreferro no Espaço Intra-Polar

A Figura A.1 apresenta a descrição da geometria.

Figura A.1 – Descrição do entreferro no espaço intra-polar



Onde:

α_{SAP} = relação entre os comprimentos de arco da sapata e passo polar

g_{MIN} = entreferro mínimo ou entreferro nominal da máquina

g_{MAX} = entreferro máximo no espaço intra-polar

r_{SAP} = raio da superfície sapata polar

$g(\theta)$ = entreferro em qualquer ponto no espaço intra-polar

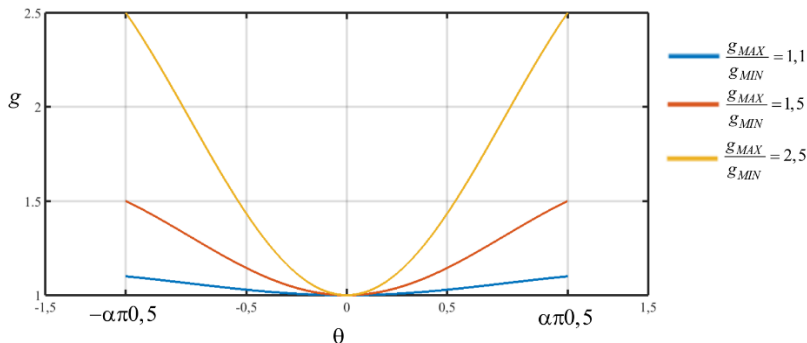
H = distância entre o raio da sapata polar e o ponto de centro do estator

Pode-se visualizar que no espaço intra-polar existe um entreferro que varia ao longo da sapata polar. Nesse contexto, utiliza-se uma função $g(\theta)$ que descreve sua variação, tendo como base as variáveis g_{MAX} , g_{MIN} e α_{SAP} apresentada pela Equação A.1.

$$g(\theta) = g_{MIN} + \left(\frac{g_{MAX} - g_{MIN}}{\sin^2(0,5\alpha_{SAP}\pi)} \right) \sin^2\theta \quad A.1$$

A Figura A.2 apresenta gráficos de $g(\theta)$ para diferentes relações de g_{MAX} e g_{MIN} e α_{SAP} igual a 0,7.

Figura A.2 – Valores de $g(\theta)$ para diferentes relações de entreferro



A função $g(\theta)$ tem como ponto zero g_{MIN} e seu domínio de cálculo está entre $-0,5\alpha_{SAP}\pi \leq \theta \leq 0,5\alpha_{SAP}\pi$, representado pelos pontos de g_{MAX} nas duas extremidades da sapata polar. Com base nessas informações e na Equação A.1, o valor médio do entreferro (g_a) de $g(\theta)$ é representado pela Equação A.2.

$$g_a = \frac{1}{\alpha_{SAP}\pi} \int_{-0,5\alpha_{SAP}\pi}^{0,5\alpha_{SAP}\pi} g_{MIN} + \left(\frac{g_{MAX} - g_{MIN}}{\text{sen}^2(0,5\alpha_{SAP}\pi)} \right) \text{sen}^2\theta \, d\theta \quad A.2$$

A resolução da integral é:

$$g_a = \frac{1}{\alpha_{SAP}\pi} \left[g_{MIN}\theta + \left(\frac{g_{MAX} - g_{MIN}}{2\text{sen}^2(0,5\alpha_{SAP}\pi)} \right) \left(\theta - \frac{\text{sen}(2\theta)}{2} \right) \right]_{-0,5\alpha_{SAP}\pi}^{0,5\alpha_{SAP}\pi}$$

Aplicando-se os limites de integração, tem-se:

$$g_a = \frac{1}{\alpha_{SAP}\pi} \left[\begin{aligned} &0,5g_{MIN}\alpha_{SAP}\pi + \left(\frac{g_{MAX} - g_{MIN}}{2\text{sen}^2(0,5\alpha_{SAP}\pi)} \right) \left(0,5\alpha_{SAP}\pi - \frac{\text{sen}(20,5\alpha_{SAP}\pi)}{2} \right) - \\ &\left(-0,5g_{MIN}\alpha_{SAP}\pi + \left(\frac{g_{MAX} - g_{MIN}}{2\text{sen}^2(0,5\alpha_{SAP}\pi)} \right) \left(-0,5\alpha_{SAP}\pi - \frac{\text{sen}(-20,5\alpha_{SAP}\pi)}{2} \right) \right) \end{aligned} \right]$$

Arranjando os termos, obtém-se:

$$g_a = \frac{1}{\alpha_{SAP}\pi} \left[g_{MIN}\alpha_{SAP}\pi + \left(\frac{g_{MAX} - g_{MIN}}{2\text{sen}^2(0,5\alpha_{SAP}\pi)} \right) \left(\alpha_{SAP}\pi - \frac{\text{sen}(\alpha_{SAP}\pi)}{2} + \frac{\text{sen}(-\alpha_{SAP}\pi)}{2} \right) \right]$$

Aplicando a identidade trigonométrica $\text{sen}(-x) = -\text{sen}(x)$, obtém-se:

$$g_a = \frac{1}{\alpha_{SAP}\pi} \left[g_{MIN}\alpha_{SAP}\pi + \left(\frac{g_{MAX} - g_{MIN}}{2\text{sen}^2(0,5\alpha_{SAP}\pi)} \right) \left(\alpha_{SAP}\pi - \frac{\text{sen}(\alpha_{SAP}\pi)}{2} - \frac{\text{sen}(\alpha_{SAP}\pi)}{2} \right) \right]$$

$$g_a = \frac{1}{\alpha_{SAP}\pi} \left[g_{MIN}\alpha_{SAP}\pi + \left(\frac{g_{MAX} - g_{MIN}}{2\text{sen}^2(0,5\alpha_{SAP}\pi)} \right) \left(\alpha_{SAP}\pi - \text{sen}(\alpha_{SAP}\pi) \right) \right]$$

Assim, a Equação A.3 apresenta o valor médio do entreferro no espaço intra-polar.

$$g_a = g_{MIN} + \left(\frac{g_{MAX} - g_{MIN}}{2\text{sen}^2(0,5\alpha_{SAP}\pi)} \right) \left(1 - \frac{\text{sen}(\alpha_{SAP}\pi)}{\alpha_{SAP}\pi} \right) \quad \text{A.3}$$

APÊNDICE B: Programa Principal de Cálculo da Metodologia

Esse apêndice apresenta o programa de cálculo implementado na plataforma Matlab usado nas Equações de circuito magnético com tensão a vazio, tensão eficaz de fase, tensão eficaz de linha e THD. Todos os dados de entrada são carregados em um arquivo, aqui chamado de dados_entrada, o qual não é apresentado por questões de sigilo empresarial.

```
%LIMPANDO A TELA E ZERANDO VARIÁVEIS
clc
close all
clear all

% ARQUIVO CONTENDO TODOS OS DADOS DE MÁQUINA
dados_entrada % dados de entrada de máquina

% ARQUIVO CONTENDO CURVA BXH
Curva_bxh;

%%%%%%%%%%%%%%
%DEVE-SE ESCOLHER O VALOR DE INDUÇÃO NO ENTREFERRO.
O PRIMEIRO REFERE-SE A
%UMA FAIXA DE VALORES E O SEGUNDO PARA UM VALOR
ESPECÍFICO

% Opção utilizada para gerar o arquivo contendo o
fator de distribuição
imprimir=0; % 1 para gerar o arquivo com os valores
do fator de distribuição,
               %qualquer outro valor não gera o
arquivo

% FAIXA DE VALORES DE INDUÇÃO NO ENTREFERRO
B_entr = 0.001:1e-3:0.90;

%VALORES DE INDUÇÃO NO ENTREFERRO ESPECÍFICO
%B_entr=0.496;

II=length(B_entr);
```

```

if II==1
    SAIDA=1; % se tiver apenas um B_entr, apresenta
na tela
    %os valores de FMM e indução em cada parte do
circuito magnético,
    %corrente de campo, tensão de fase e de linha
end

if II>=2
    SAIDA=2; % Apresenta a curva de tensões a vazio
end

% Carregando variáveis internas
Flux_disp=zeros(1,II); % Fluxo de dispersão
Flux_entre=zeros(1,II); % Fluxo ativo
Flux_total=zeros(1,II); %Fluxo total
Rel_flux_disp=zeros(1,II); %relação fluxo de
dispersão

FMM_dente=zeros(1,II); %FMM dente
FMM_ys=zeros(1,II); %FMM coroa estator
FMM_yr=zeros(1,II); %FMM coroa do rotor
FMM_ps=zeros(1,II); %FMM da sapata polar
FMM_cp=zeros(1,II); %FMM do corpo do polo
FMM_d_r=zeros(1,II); %FMM dente rotor
FMM_TOTAL=zeros(1,II); %FMM total
FMM_ent=zeros(1,II); % FMM entreferro
I_campo=zeros(1,II); % corrente de campo

KS=zeros(1,II); % Fator de saturação
V_fase=zeros(1,II); % Tensão de fase
V_linha=zeros(1,II); % Tensão de linha

Bmd_dente=zeros(1,II); % Indução média no dente
B_yest=zeros(1,II); % Indução média na coroa do
estator
B_drr=zeros(1,II); % Indução média na coroa do
rotor
B_spp=zeros(1,II); % Indução média na sapata polar
B_cpolo=zeros(1,II); % Indução média no corpo do
polo

```

```

B_crot=zeros(1,II); % Indução média na coroa do
rotor

% INÍCIO ROTINA DE CÁLCULO DE CIRCUITO MAGNÉTICO
%%%


---


for KK=1:II
B_fund=B_entr(KK)*C1; % Valor da indução na
fundamental

%
% ENTREFERRO
FMM_ent(KK) = (B_fund/mi_0)*gmin*kc_total;

%
% DENTE ESTATOR
Bd_linha=(B_fund*p_ranhura*l_mag)/(kfe*l_mag*bd);
Hd=calculo_HXB(Bd_linha,B_material,H_material,JA_
material);
B_d1s=Bd_linha-((p_ranhura*l_mag)/(kfe*l_mag*bd)-
1)*mi_0*Hd;

% Parte 1
H_d1s=calculo_HXB(B_d1s,B_material,H_material,JA_
material);
FMM_d1=H_d1s*L1;

% Parte 2
B_d2s=(B_d1s*bd)/bd2;
H_d2s=calculo_HXB(B_d2s,B_material,H_material,JA_
material);
FMM_d2=H_d2s*L2;

% Parte 3
B_d3s=(B_d1s*bd)/bd3;
H_d3s=calculo_HXB(B_d3s,B_material,H_material,JA_
material);
FMM_d3=H_d3s*L3;

% Parte 4
B_d4s=(B_d1s*bd)/bd4;

```

```

H_d4s=calculo_HXB(B_d4s, B_material,H_material,JA_
material);
FMM_d4=H_d4s*L4;

% Valor total
FMM_dente(KK)=(FMM_d1+FMM_d2+FMM_d3+FMM_d4);

%Indução média no dente
Bmd_dente(KK)=(B_d2s);

% _____
% YOKE ESTATOR

Bys_ky=(B_fund*p_polar)/(pi*h_ys);
H_ys=calculo_HXB(Bys_ky, B_material,H_material,JA_
material);
B_yest(KK)=Bys_ky;
if Bys_ky >=2
    Bys_ky=2;
end
k_ys_calc= -0.48769*Bys_ky^6 + 2.581146*Bys_ky^5 -
4.614389*Bys_ky^4 + 3.124023*Bys_ky^3 -
0.813969*Bys_ky^2 + 0.055388*Bys_ky^1 + 0.7191;
FMM_ys(KK)=H_ys*l_ys*k_ys_calc;

% _____
% CÁLCULO DE FLUXOS DA MÁQUINA
Flux_disp(KK)=P_rl*(2*(FMM_dente(KK)+FMM_ent(KK))+F
MM_ys(KK));
Flux_entre(KK)=(2/pi)*B_fund*p_polar*l_mag*kfe;
Rel_flux_disp(KK)=Flux_disp(KK)/Flux_entre(KK);
Flux_total(KK)=(Flux_entre(KK)+2*Flux_disp(KK));

% _____
% DENTE ROTOR
% Parte 1
B_d1_r=(B_fund*p_barra*l_pi*kfe)/a1_barra_r;
H_d1_r=calculo_HXB(B_d1_r,B_material,H_material,JA_
material);
FMM_d1_r=H_d1_r*l1_barra_r;

% Parte 2

```

```

B_d2_r=(B_fund*p_barra*l_pi*kfe)/a2_barra_r;
H_d2_r=calculo_HXB(B_d2_r,B_material,H_material,JA_
material);
FMM_d2_r=2*(H_d2_r*l2_barra_r); % o 2* é porque
considera que esta FMM é igual na parte restante do
dente

```

```

FMM_d_r(KK)=FMM_d1_r+FMM_d2_r;
B_drr(KK)=(B_d2_r);

```

```

% _____
% SAPATA POLAR
B_ps=((1/pi)*B_fund*p_polar*l_mag*kfe)+C_ps*Flux_d
isp(KK))/(l_pi*(bp*0.5));
H_ps=calculo_HXB(B_ps,B_material,H_material,JA_
material);
FMM_ps(KK)=H_ps*h_sapt;
B_spp(KK)=B_ps;
% _____

```

```

% CORPO DO POLO
B_cp((((1/pi)*B_fund*p_polar*l_mag*kfe)+C_p*Flux_d
isp(KK)))/(l_pi*(b_cp*0.5));
H_cp=calculo_HXB(B_cp,B_material,H_material,JA_
material);
FMM_cp(KK)=H_cp*l_cp;
B_cpolo(KK)=B_cp;
% _____

```

```

% Yoke rotor
B_yr=((1/pi)*B_fund*p_polar*l_mag*kfe)+Flux_disp(K
K))/(l_pi*h_yr);
% B_yr=0;
H_yr=calculo_HXB(B_yr,B_material,H_material,JA_
material);
FMM_yr(KK)=H_yr*l_yr;
B_crot(KK)=B_yr;

```

```

FMM_TOTAL(KK)=2*(FMM_d_r(KK)+FMM_ps(KK)+FMM_cp(KK)+
FMM_dente(KK)+FMM_ent(KK))+FMM_yr(KK)+FMM_ys(KK);

```



```

KS(KK)=(FMM_TOTAL(KK)/(2*FMM_ent(KK)))-1;
I_campo(KK)=(FMM_TOTAL(KK)/(2*N_campo));

% Cálculo de THD, tensão de fase e de linha
THD=0;
V_nf=zeros(1,20);
V_nl=zeros(1,13);

% Valores de fase e linha para a
fundamental-

V_nf(1)=(((2/pi)*B_entr(KK)*C1*p_polar*l_mag*kfe)*(
2*pi*frq_nom*Nb*Kw1))/(sqrt(2)*a2);
V_nl(1)=V_nf(1)*sqrt(3);

% Valores de Tensão de Fase para cada
harmônica
for HH=1:19

V_nf(1+HH)=((B_entr(KK)*Cnn(HH)*KWV(HH))/(B_entr(KK)
)*C1*Kw1))*V_nf(1);
end

% Harmônicas que devem ser consideradas do
modelo magnético. São as
% não múltiplas de 3
HHH=[2 3 5 6 8 9 11 12 14 15 17 18];

% Valores de Tensão de Linha para cada
harmônica
for HH=1:12
harm_linha=HHH(HH);

V_nl(1+HH)=((B_entr(KK)*Cnn(harm_linha)*KWV(harm_li
nha))/(B_entr(KK)*C1*Kw1))*V_nl(1);
end

% Valor RMS de fase
for HH=1:20
V_fase(KK)=V_fase(KK)+V_nf(HH)^2;
%calculando tensão de fase final
if HH>=2

```

```

        THD=THD+V_nf(HH)^2;
    end

end

V_fase(KK)=sqrt(V_fase(KK)); %Apresentando
dados com tensão como tensão de linha

%Cálculo THD
THD=((sqrt(THD))/V_nf(1))*100;

% Valor RMS de Linha
for HH=1:13
    V_linha(KK)=V_linha(KK)+V_n1(HH)^2;
end
    V_linha(KK)=sqrt(V_linha(KK));

end

% FIM ROTINA DE CÁLCULO
%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

% APRESENTAÇÃO DOS DADOS

% Apresentando dos valores em cada parte do
circuito para uma indução
if SAIDA==1
    if imprimir==1
        diary inducao.txt % Nome do Arquivo gerado
        diary on
    end

    clc
    fprintf('                                TENSÕES E
CORRENTE')
    disp(' ');
    fprintf('                Vfase                Vlinha
I_cmp                THD(%) ');
    disp(' ');
    fprintf('                %f                %f                %f
%f',V_fase,V_linha,I_campo,THD)
    disp(' ');

```

```

disp(' ');

fprintf('
MÉDIAS')
disp(' ');
fprintf('B_ent      B_dnt      B_ys      B_dr
B_sp      B_cp      B_cr')
disp(' ');
fprintf('%f %f %f %f %f %f %f'
,B_entr,Bmd_dente,B_yest,B_drr,B_spp,B_cpolo,B_crot
)
disp(' ');
disp(' ');
fprintf('
FORÇA
MAGNETOMOTRIZ')
disp(' ');
fprintf(' FMM_ent      FMM_dnt      FMM_ys      FMM_dr
FMM_sp      FMM_cp      FMM_cr');
disp(' ');
fprintf('%f %f %f %f %f %f
%f',FMM_ent,FMM_dente,FMM_ys,FMM_d_r,FMM_ps,FMM_cp,
FMM_yr)
disp(' ');
disp(' ');

fprintf('
FMM TOTAL
KS')
disp(' ');
fprintf('
%f      %f ',
FMM_TOTAL,KS);

if imprimir==1
    diary off
end

end

if II>=2
close all
plot(I_campo,V_fase)
hold on

```

```

plot(I_campo,V_linha)
grid
hold off
xlabel('I campo [A]')
ylabel('Tensão [V]')
legend('Fase','Linha')
end

if imprimir==1 && SAIDA>=2
    diary tensao_vazio.txt % Nome do Arquivo gerado
    diary on
    clc
    fprintf('I campo      V_fase      V_linha');
    disp(' ');
    for I=1:II
        fprintf(' %f    %f    %f', I_campo(I),
V_fase(I), V_linha(I));
        disp(' ')
    end
    diary off
    clc
end

```

APÊNDICE C: Função utilizada para obter como saída o valor de H conforme valor de entrada B a partir da curva BxH

Função calculo_HXB, implementada em Matlab, utilizada para buscar um determinado H conforme um determinado B.

```
function H_search = calculo_HXB(B_ind,B,H,J)

% Função utilizada para obter o campo magnético a
% partir de um valor de indução
%Valores de entrada:
    %B_ind: Valor de Indução de entrada
    %B: pontos de indução da curva BxH
    %H: pontos de campo magnético da curva BxH
    %J: (JA_Material)número de pontos da curva BxH

    % Método de cálculo
    % O algoritmo inicialmente faz uma busca pelo
    valor valor de indução
    % nos pontos do material. Após localizá-lo, faz
    uma interpolação linear
    % para obter o valor de H ( H_search)
    correspondente. Caso o valor de
    % indução seja maior que o apresentado pela
    curva BxH, será apresentado
    % uma mensagem de erro.
I=1;
II=0;

while (II==0)
    b_maior=0;
    b_menor=0;

    b_maior=B_ind-B(I);
    b_menor=B_ind-B(I+1);

    if b_maior>=0 && b_menor<=0
        H_search=((H(I+1)-H(I))/(B(I+1)-
B(I)))*B_ind+H(I)-(((H(I+1)-H(I))/(B(I+1)-
B(I)))*B(I));
        II=1;
    end
end
```

```
        if I>J
            II=1;
        end
        I=I+1;
    end
```

```
end
```

APÊNDICE D: Programa de cálculo de indutâncias

Programa de cálculo, implementado no programa Matlab, utilizado para o cálculo de indutâncias, reatâncias e resistências. Para utilizá-lo, é preciso estar carregado inicialmente o valor do fator de saturação k_s .

```

clc
% Para utilizar o programa de calculo de
indutância, é necessário que
% a rotina circuito_magnético esteja calculada para
tensão nominal da
% máquina

% O programa contém as expressões para cálcul de
indutâncias, considerando
% dados de máquinas previamente carregados

%
% _____
% INDUTÂNCIA MAGNETIZANTE
%Boldea

$$L_{\text{magnetizante}} = ((6 * m_i_0 * p_{\text{polar}} * l_{\text{mag}}) / ((\pi^2) * p_{\text{ares}} * g_{\text{min}} * k_c_{\text{total}})) * (((Kw1 * N_b) / a^2)^2);$$

%
% _____

%
% _____
%INDUTÂNCIA MAGNETIZANTE DE EIXO DIRETO

$$L_{\text{md1}} = L_{\text{magnetizante}} * ((\text{calculo\_kad}(\alpha_{\text{sapata}}, g_{\text{max}} * g_{\text{min}}, g_{\text{min\_polar}}) * C1) / (1 + K_s));$$

%
% _____

%
% _____
%INDUTÂNCIA MAGNETIZANTE DE EIXO QUADRATURA

$$L_{\text{mq3}} = L_{\text{magnetizante}} * ((\text{calculo\_kaq}(\alpha_{\text{sapata}}, g_{\text{max}} * g_{\text{min}}, g_{\text{min\_polar}}) * C1) / (1 + K_s));$$

%
% _____

```

```

%
% INDUTÂNCIA DIFERENCIAL (BOLDEA) E ENTREFERRO
% (PYRHONEN)

%Método Pyrhonen pg 233
    if q_ranhuras==2
        cond_dife= 12.4947*(enc_passo^6) -
42.9517*(enc_passo^5) + 45.0997*(enc_passo^4) -
12.1298*(enc_passo^3) - 2.4354*(enc_passo^2) -
0.0941*(enc_passo^1) + 2.8616;
    elseif q_ranhuras==3
        cond_dife= 8.1106*(enc_passo^6) -
24.65*(enc_passo^5) + 22.436*(enc_passo^4) -
3.4196*(enc_passo^3) - 2.1286*(enc_passo^2) -
0.3902*(enc_passo) + 1.4513;
    elseif q_ranhuras==4
        cond_dife= 0.1394*(enc_passo^6) +
1.3913*(enc_passo^5) - 6.6937*(enc_passo^4) +
8.8582*(enc_passo^3) - 3.3364*(enc_passo^2) -
0.3725*(enc_passo^1) + 0.9167;
    elseif q_ranhuras==5
        cond_dife= 10.3102*(enc_passo^6) -
28.4316*(enc_passo^5) + 24.9951*(enc_passo^4) -
5.8823*(enc_passo^3) - 0.4713*(enc_passo^2) -
0.5659*(enc_passo^1) + 0.6994;
    elseif q_ranhuras>=6
        cond_dife= 1.8509*(enc_passo^6) -
2.2431*(enc_passo^5) - 3.6839*(enc_passo^4) +
6.7555*(enc_passo^3) - 2.078*(enc_passo^2) -
0.6591*(enc_passo^1) + 0.5785;
    end
    L_dif_PY=cond_dife*L_magnetizante*1e-2;

%Método Boldea Indução pg 121
if camada ==2
    cond_dife_boldea=((2*(pi^2))/((3*Kw1)^2))*((
5*((q_ranhuras^2))+1 - ((0.75) * (1-enc_passo) * (
9*(q_ranhuras^2))*((1-((enc_passo)^2))) +1 ))
)/(12*(q_ranhuras^2)));
    L_dif_BO=cond_dife_boldea*L_magnetizante*1e-2;
end
% %

```

```

% Equação base onde todas as indutâncias de
dispersão são multiplicadas
L_disp_base=((2*mi_0*((Nb/a2)^2)*l_mag)/(pares_polo
s*q_ranhuras));

%
% _____
% INDUTÂNCIA DE DISPERSÃO DE RANHURA
% Tipo de ranhura e
% Método Pyrhonen pg 237
if camada==1

perm_slot=(h_rs4)/(3*b_rs4)+(h_rs3/b_rs4)+(h_rs1/b_
rs1)+(h_rs2/(b_rs4-b_rs1))*(log(b_rs4/b_rs1));
    L_slot_PY=L_disp_base*perm_slot;
end

% Método Pyrhonen pg 241
if camada==2
    perm_slot_PY=(1-0.5625*enc_passo)*((h_rs4-
h_linha_py)/(3*b_rs4))+(1-0.75*enc_passo)*((
(h_rs3/b_rs4)+(h_rs1/b_rs1)+(h_rs2/(b_rs4-
b_rs1))*(log(b_rs4/b_rs1)))+(h_linha_py*0.25/b_rs4)
);
    L_slot_PY=L_disp_base*perm_slot_PY;
end

% Método Boldea Indução pg 127 tipo b
if enc_passo>=2/3 && enc_passo<=1
    K_2slot=(1+3*enc_passo)/(4);
end
if enc_passo>=1/3 && enc_passo<=2/3
    K_2slot=(-1+6*enc_passo)/(4);
end
K_1slot=0.25+0.75*K_2slot;
perm_slot_BO=((2*h_s*K_1slot)/(3*(b_1s+b_2s)))+(h_
0s/b_0s)+(h_0s/b_1s)+((3*h_w)/(b_1s+2*b_0s))*K_2sl
ot;
L_slot_BO=L_disp_base*perm_slot_BO;

```

```

%


---



%
% INDUTÂNCIA TOPO DENTE PYRHONEN PG 245
perm_dent_PY=(1-0.75*enc_passo)*( ((5*ga)/b_rs1) /
(5+((4*ga)/b_rs1)) );
L_dente_PY=L_disp_base*perm_dent_PY;
%


---



%
% INDUTÂNCIA ZIG ZAG BOLDEA INDUÇÃO PG 129
perm_zigzag_BO=((5*ga*kc_total)/b_rs1) /
(5+(4*ga*kc_total)/b_rs1) )*((3*enc_passo+1)/(4));
L_zigzag_BO=L_disp_base*perm_zigzag_BO;
%


---



%
% INDUTÂNCIA CABEÇA DE BOBINA
%Método Pyrhonen pg 247
if q_ranhuras==2
    perm_lew=0.457; %Richter
    perm_w=0.308;
elseif q_ranhuras>=3
    perm_lew=0.297; %Richter
    perm_w=0.098;
end
perme_bob_PY=q_ranhuras*(2*leW*perm_lew+weW*perm_w)
;
L_bob_PY=L_disp_base*perme_bob_PY;

%Método Boldea Indução pg 131
perme_bob_BO=((0.34*q_ranhuras)/(l_mag))*(2*leW+weW
-0.64*weW);
L_bob_BO=L_disp_base*perme_bob_BO;

%


---



```

```

%
% _____
% INDUTÂNCIA DE INCLINAÇÃO DE RANHURA
Lskw_py=(1-
(((sin((p_ranhura*pi)/(p_polar*2)))/((p_ranhura*pi)
/(p_polar*2)))^2))*L_magnetizante;
%
% _____

%
% _____
% INDUTÂNCIAS E REATÂNCIAS TOTAIS
L_disp_PY=L_bob_PY+L_dente_PY+L_slot_PY+L_dif_PY+Ls
kw_py;
L_disp_BO=L_dif_BO+L_slot_BO+L_zigzag_BO+L_bob_BO+L
skw_py;
L_disp= L_disp_PY*0.5+L_disp_BO*0.5;

XmdD=(L_md1)*2*pi*frq_nom;
XmqQ=(L_mq3)*2*pi*frq_nom;

X_direto=(L_md1+L_disp)*2*pi*frq_nom;
X_quadr=(L_mq3+L_disp)*2*pi*frq_nom;
X_disp=2*pi*frq_nom*L_disp;

%
% _____

%
% _____
% RESISTÊNCIAS
l_av=2*l_mag+4.0*leW+2*weW;
K_rac=1.0; % Relação resistência ac e dc
cond_cobre=57e6; %condutividade do cobre a 20 graus
celsius Pyrhonen
R_dc=(l_av*Nb)/(cond_cobre*a2*a2*Sec_cond);
R_ac_norma=R_dc*((234.5+t_final)/(234.5+20))*K_rac;

%REATÂNCIA DE POTIER
%
% _____

```

```

% CÁLCULO ANALÍTICO 2
%Nesse caso foi utilizado apenas as permeâncias do
Boldea, pois são as que
%obtiveram valores mais próximos
% Dispersão campo
perm_campo_ef=(2.55*ap_polo/1_pi)*log(1+(pi*alfa_sapata*p_polar)/(8*br1));
Ldspcmp=2*pares_polos*mi_0*(N_campo^2)*(perm_slot_BO+perm_zigzag_BO+perm_campo_ef);
Kfa=1.5*((Nb*Kw1)/(2*pares_polos*N_campo))^2*((4*calculo_kad(alfa_sapata,gmax_gmin,gmin_polar))/pi)^2);
LFL=(Ldspcmp*Kfa)+(L_md1)*((2*alfa_sapata*calculo_kad(alfa_sapata,gmax_gmin,gmin_polar))/((C1)^2))-1); %Indutância de dispersão de campo
Xfl=2*pi*frq_nom*(LFL); % Reatância de dispersão de campo referida ao estator

X_disp_potier1=2*pi*frq_nom*L_disp_BO;
Xd_linha=X_disp_potier1+1/((1/(L_md1*2*pi*frq_nom))+(1/(Xfl))); %Reatância transitório de eixo direto
X_potier1=X_disp_potier1+0.63*(Xd_linha-X_disp_potier1);

% CÁLCULO ANALÍTICO 1
A_per=((camada*I_base)/(a2))*Q_ranhuras)/(pi*D_in);
X_potier2=X_disp+((1.76*1e-4*(Kw1)*A_per)/B_fund)*0.5+(X_disp)*0.25*0.5;

fprintf('                                INDUTÂNCIAS    (H) ')
disp(' ');
disp(' ');
fprintf('Indutância Magnetizante (Lmag):
%f',L_magnetizante);
disp(' ');
fprintf('Indutância Magnetizante de Eixo Direto
(Lmd):                                %f',L_md1);

```

```

disp(' ');
fprintf('Indutância Magnetizante de Eixo de
Quadratura (Lmq):          %f',L_mq3);
disp(' ');
disp(' ');
fprintf('                                Indutâncias de
Dispersão');
disp(' ');
fprintf('                Efeito                Pyrhonen
Boldea');
disp(' ');
fprintf('                L_entr                %f                %f
',L_dif_PY,L_dif_BO);
disp(' ');
fprintf('                L_rn                %f                %f
',L_slot_PY,L_slot_BO);
disp(' ');
fprintf('                L_tz                %f                %f
',L_dente_PY,L_zigzag_BO);
disp(' ');
fprintf('                L_cb                %f                %f
',L_bob_PY,L_bob_BO);
disp(' ');
fprintf('                L_sk                %f                %f
',Lskw_py,Lskw_py);
disp(' ');

fprintf('                TOTAL                %f
%f',L_disp_PY,L_disp_BO)
disp(' ');
disp(' ');

fprintf('                                REATÂNCIAS NÃO
SATURADAS (Ohms)')
disp(' ');
disp(' ');
fprintf('Reatância Magnetizante de Eixo Direto
(Xmd):          %f',XmdD)
disp(' ');
fprintf('Reatância Magnetizante de Eixo Quadratura
(Xmq):          %f',XmqQ)
disp(' ');

```

```

fprintf('Reatância de Dispersão (Xls):
%f',X_disp)
disp(' ');
fprintf('Reatância de Eixo Direto (Xd = Xmd+Xls):
%f',X_direto)
disp(' ');
fprintf('Reatância de Eixo Quadratura (Xq =
Xmq+Xls):           %f',X_quadr)
disp(' ');
fprintf('Resist. do Enrol. do Estator em Regime de
Trabalho:           %f',R_ac_norma)
disp(' ');
fprintf('Reatância de Potier 1:
%f',X_potier1)
disp(' ');
fprintf('Reatância de Potier 2:
%f',X_potier2)
disp(' ');
fprintf('Reatância Transitória de Eixo Direto
(Xd`):              %f',Xd_linha)
disp(' ');

```

APÊNDICE E: Função utilizada para determinar o coeficiente Kad

```

function Kad_search =
calculo_kad(alfa_sapata,gmax_gmin,gmin_polar)
%FUNÇÃO UTILIZADA PARA DETERMINAR O COEFICIENTE KAD
    %Dados de entrada
    :alfa_sapata,gmax_gmin(gmax/gmin),gmin_polar
    (gmin/passo polar))
    %Valor de saída: Kad
    % Se a relação gmax_gmin for maior que 2.5, o
    valor de saída será igual
    % a zero

%
%Rotina para cálculo com relação de entreferros
gmax_gmin de 1.0 a 1.5
if gmax_gmin>=1.0 && gmax_gmin<=1.5
    %KAD 1.0
        if gmin_polar>=0.0 && gmin_polar<=0.01
            Kad11=-0.1657*(alfa_sapata^4) +
0.4201*(alfa_sapata^3) - 0.2566*(alfa_sapata^2) -
0.3413*(alfa_sapata^1) + 1.1167;
            Kad12=0.5829*(alfa_sapata^4) -
1.7989*(alfa_sapata^3) + 2.1426*(alfa_sapata^2) -
1.4366*(alfa_sapata^1) + 1.2821;
            Kad_10=((Kad12-
Kad11)/(0.01))*gmin_polar+Kad11-(((Kad12-
Kad11)/(0.01))*0.00);
        end
        if gmin_polar>=0.01 && gmin_polar<=0.03
            Kad11=0.5829*(alfa_sapata^4) -
1.7989*(alfa_sapata^3) + 2.1426*(alfa_sapata^2) -
1.4366*(alfa_sapata^1) + 1.2821;
            Kad12=-0.1263*(alfa_sapata^4) +
0.2932*(alfa_sapata^3) - 0.0883*(alfa_sapata^2) -
0.4035*(alfa_sapata^1) + 1.0976;
            Kad_10=((Kad12-
Kad11)/(0.02))*gmin_polar+Kad11-(((Kad12-
Kad11)/(0.02))*0.01);
        end
        if gmin_polar>=0.03 && gmin_polar<=0.05
            Kad11=-0.1263*(alfa_sapata^4) +
0.2932*(alfa_sapata^3) - 0.0883*(alfa_sapata^2) -
0.4035*(alfa_sapata^1) + 1.0976;

```

```

        Kad12= 0.3664*(alfa_sapata^4) -
1.0321*(alfa_sapata^3) + 1.189*(alfa_sapata^2) -
0.9076*(alfa_sapata^1) + 1.1549;
        Kad_10=((Kad12-
Kad11)/(0.02))*gmin_polar+Kad11-(((Kad12-
Kad11)/(0.02))*0.03);
    end
    if gmin_polar>0.05
        Kad_10=0.3664*(alfa_sapata^4) -
1.0321*(alfa_sapata^3) + 1.189*(alfa_sapata^2) -
0.9076*(alfa_sapata^1) + 1.1549;
    end

%KAD 1.5

    if gmin_polar>=0.0 && gmin_polar<=0.01
        Kad11=-16.46862*(alfa_sapata^6) +
69.78419*(alfa_sapata^5) -
121.39487*(alfa_sapata^4) +
110.86124*(alfa_sapata^3) -
55.86751*(alfa_sapata^2) + 14.38383*(alfa_sapata^1)
- 0.49631;
        Kad12=10.43879711*(alfa_sapata^6) -
42.4907579*(alfa_sapata^5) +
71.41468451*(alfa_sapata^4) -
63.56535344*(alfa_sapata^3) +
31.83670062*(alfa_sapata^2) -
8.86507137*(alfa_sapata^1) + 2.03405199;
        Kad_15=((Kad12-
Kad11)/(0.01))*gmin_polar+Kad11-(((Kad12-
Kad11)/(0.01))*0.00);
    end

    if gmin_polar>=0.01 && gmin_polar<=0.03
        Kad11=10.43879711*(alfa_sapata^6) -
42.4907579*(alfa_sapata^5) +
71.41468451*(alfa_sapata^4) -
63.56535344*(alfa_sapata^3) +
31.83670062*(alfa_sapata^2) -
8.86507137*(alfa_sapata^1) + 2.03405199;
        Kad12= 22.21603*(alfa_sapata^6) -
94.46051*(alfa_sapata^5) +
164.48498*(alfa_sapata^4) -

```



```

149.90233*(alfa_sapata^3) + 75.4433*(alfa_sapata^2)
- 20.17392*(alfa_sapata^1) + 3.19344;
    Kad_15=((Kad12-
Kad11)/(0.02))*gmin_polar+Kad11-(((Kad12-
Kad11)/(0.02))*0.01);
    end
    if gmin_polar>=0.03 && gmin_polar<=0.05
        Kad11=22.21603*(alfa_sapata^6) -
94.46051*(alfa_sapata^5) +
164.48498*(alfa_sapata^4) -
149.90233*(alfa_sapata^3) + 75.4433*(alfa_sapata^2)
- 20.17392*(alfa_sapata^1) + 3.19344;
        Kad12= 14.32836*(alfa_sapata^6) -
62.18587*(alfa_sapata^5) +
110.45868*(alfa_sapata^4) -
102.30696*(alfa_sapata^3) +
52.05592*(alfa_sapata^2) - 14.07571*(alfa_sapata^1)
+ 2.52743;
        Kad_15=((Kad12-
Kad11)/(0.02))*gmin_polar+Kad11-(((Kad12-
Kad11)/(0.02))*0.03);
    end
    if gmin_polar>0.05
        Kad_15=14.32836*(alfa_sapata^6) -
62.18587*(alfa_sapata^5) +
110.45868*(alfa_sapata^4) -
102.30696*(alfa_sapata^3) +
52.05592*(alfa_sapata^2) - 14.07571*(alfa_sapata^1)
+ 2.52743;
    end
    Kad_search=((Kad_15-
Kad_10)/(0.5))*gmax_gmin+Kad_10-((Kad_15-
Kad_10)/(0.5))*1;

```

```
end
```

```
%
```

```
%
```

```

%Rotina para cálculo com relação de entreferros
gmax_gmin de 1.5 a 2.5
if gmax_gmin>1.5 && gmax_gmin<=2.5
    %KAD 1.5

    if gmin_polar>=0.0 && gmin_polar<=0.01
        Kad11=-16.46862*(alfa_sapata^6) +
69.78419*(alfa_sapata^5) -
121.39487*(alfa_sapata^4) +
110.86124*(alfa_sapata^3) -
55.86751*(alfa_sapata^2) + 14.38383*(alfa_sapata^1)
- 0.49631;
        Kad12=10.43879711*(alfa_sapata^6) -
42.4907579*(alfa_sapata^5) +
71.41468451*(alfa_sapata^4) -
63.56535344*(alfa_sapata^3) +
31.83670062*(alfa_sapata^2) -
8.86507137*(alfa_sapata^1) + 2.03405199;
        Kad_15=((Kad12-
Kad11)/(0.01))*gmin_polar+Kad11-(((Kad12-
Kad11)/(0.01))*0.00);
    end

    if gmin_polar>=0.01 && gmin_polar<=0.03
        Kad11=10.43879711*(alfa_sapata^6) -
42.4907579*(alfa_sapata^5) +
71.41468451*(alfa_sapata^4) -
63.56535344*(alfa_sapata^3) +
31.83670062*(alfa_sapata^2) -
8.86507137*(alfa_sapata^1) + 2.03405199;
        Kad12= 22.21603*(alfa_sapata^6) -
94.46051*(alfa_sapata^5) +
164.48498*(alfa_sapata^4) -
149.90233*(alfa_sapata^3) + 75.4433*(alfa_sapata^2)
- 20.17392*(alfa_sapata^1) + 3.19344;
        Kad_15=((Kad12-
Kad11)/(0.02))*gmin_polar+Kad11-(((Kad12-
Kad11)/(0.02))*0.01);
    end

    if gmin_polar>=0.03 && gmin_polar<=0.05
        Kad11=22.21603*(alfa_sapata^6) -
94.46051*(alfa_sapata^5) +
164.48498*(alfa_sapata^4) -

```

```

149.90233*(alfa_sapata^3) + 75.4433*(alfa_sapata^2)
- 20.17392*(alfa_sapata^1) + 3.19344;
    Kad12= 14.32836*(alfa_sapata^6) -
62.18587*(alfa_sapata^5) +
110.45868*(alfa_sapata^4) -
102.30696*(alfa_sapata^3) +
52.05592*(alfa_sapata^2) - 14.07571*(alfa_sapata^1)
+ 2.52743;
    Kad_15=((Kad12-
Kad11)/(0.02))*gmin_polar+Kad11-(((Kad12-
Kad11)/(0.02))*0.03);
    end
    if gmin_polar>0.05
        Kad_15=14.32836*(alfa_sapata^6) -
62.18587*(alfa_sapata^5) +
110.45868*(alfa_sapata^4) -
102.30696*(alfa_sapata^3) +
52.05592*(alfa_sapata^2) - 14.07571*(alfa_sapata^1)
+ 2.52743;
    end

    % Kad 2.5
    if gmin_polar>=0.0 && gmin_polar<=0.01
        Kad11= -2.12745*(alfa_sapata^5) +
7.261051*(alfa_sapata^4) - 9.701605*(alfa_sapata^3)
+ 6.465543*(alfa_sapata^2) -
2.453114*(alfa_sapata^1) + 1.356735;
        Kad12= 2.250751*(alfa_sapata^5) -
7.356645*(alfa_sapata^4) + 9.199806*(alfa_sapata^3)
- 5.314665*(alfa_sapata^2) +
1.087835*(alfa_sapata^1) + 0.935057 ;
        Kad_25=((Kad12-
Kad11)/(0.01))*gmin_polar+Kad11-(((Kad12-
Kad11)/(0.01))*0.00);
    end

    if gmin_polar>=0.01 && gmin_polar<=0.03
        Kad11= 2.250751*(alfa_sapata^5) -
7.356645*(alfa_sapata^4) + 9.199806*(alfa_sapata^3)
- 5.314665*(alfa_sapata^2) +
1.087835*(alfa_sapata^1) + 0.935057 ;
        Kad12 = 10.304302*(alfa_sapata^6) -
41.655956*(alfa_sapata^5) +

```

```

69.302225*(alfa_sapata^4) -
60.800808*(alfa_sapata^3) +
29.836294*(alfa_sapata^2) -
8.076228*(alfa_sapata^1) + 1.892095 ;
    Kad_25=(Kad12-
Kad11)/(0.02))*gmin_polar+Kad11-(((Kad12-
Kad11)/(0.02))*0.01);
end
    if gmin_polar>=0.03 && gmin_polar<=0.05
        Kad11= 10.304302*(alfa_sapata^6) -
41.655956*(alfa_sapata^5) +
69.302225*(alfa_sapata^4) -
60.800808*(alfa_sapata^3) +
29.836294*(alfa_sapata^2) -
8.076228*(alfa_sapata^1) + 1.892095;
        Kad12 = 11.585529*(alfa_sapata^6) -
43.989626*(alfa_sapata^5) +
67.91293*(alfa_sapata^4) - 54.55659*(alfa_sapata^3)
+ 24.197522*(alfa_sapata^2) -
5.924552*(alfa_sapata^1) + 1.577372 ;
        Kad_25=(Kad12-
Kad11)/(0.02))*gmin_polar+Kad11-(((Kad12-
Kad11)/(0.02))*0.03);
    end
    if gmin_polar>0.05
        Kad_25= 11.585529*(alfa_sapata^6) -
43.989626*(alfa_sapata^5) +
67.91293*(alfa_sapata^4) - 54.55659*(alfa_sapata^3)
+ 24.197522*(alfa_sapata^2) -
5.924552*(alfa_sapata^1) + 1.577372 ;
    end

    Kad_search=(Kad_25-Kad_15)*gmax_gmin+Kad_15-
(((Kad_25-Kad_15))*1.5);
end
%


---


if gmax_gmin>2.5
    Kad_search=0;
end
end

```

APÊNDICE F: Função utilizada para determinar o coeficiente Kaq

```

function Kaq_search =
calculo_kaq(alfa_sapata,gmax_gmin,gmin_polar)
%FUNÇÃO UTILIZADA PARA DETERMINAR O COEFICIENTE KAQ
%Dados de entrada
:alfa_sapata,gmax_gmin(gmax/gmin),gmin_polar
(gmin/passo polar))
% Valor de saída: Kaq
% Se a relação gmax_gmin for maior que 2.5, o
valor de saída será igual
% a zero

%
%Rotina para cálculo com relação de entreferros
gmax_gmin de 1.0 a 1.5
% Kaq = 1.0
if gmax_gmin>=1.0 && gmax_gmin<=1.5
    if gmin_polar>=0.0 && gmin_polar<0.01
        Kaq11=-1.989*(alfa_sapata^4) +
5.0676*(alfa_sapata^3) - 3.8832*(alfa_sapata^2) +
1.7924*(alfa_sapata^1) - 0.2206;
        Kaq12=-0.9865*(alfa_sapata^4) +
3.0747*(alfa_sapata^3) - 3.0903*(alfa_sapata^2) +
2.0793*(alfa_sapata^1) - 0.3086;
        Kaq_10=((Ka12-
Ka11)/(0.01))*gmin_polar+Ka11-(((Ka12-
Ka11)/(0.01))*0.00);
    end
    if gmin_polar>=0.01 && gmin_polar<0.03
        Kaq11= -0.9865*(alfa_sapata^4) +
3.0747*(alfa_sapata^3) - 3.0903*(alfa_sapata^2) +
2.0793*(alfa_sapata^1) - 0.3086;
        Kaq12=0.3972*(alfa_sapata^4) -
1.1712*(alfa_sapata^3) + 1.1834*(alfa_sapata^2) +
0.3198*(alfa_sapata^1) + 0.0385;
        Kaq_10=((Ka12-
Ka11)/(0.02))*gmin_polar+Ka11-(((Ka12-
Ka11)/(0.02))*0.01);
    end
    if gmin_polar>=0.03 && gmin_polar<0.05

```

```

        Kaq11=0.3972*(alfa_sapata^4) -
1.1712*(alfa_sapata^3) + 1.1834*(alfa_sapata^2) +
0.3198*(alfa_sapata^1) + 0.0385;
        Kaq12=-0.6928*(alfa_sapata^4) +
1.7308*(alfa_sapata^3) - 1.7562*(alfa_sapata^2) +
1.5611*(alfa_sapata^1) - 0.0751;
        Kaq_10=((Kaql2-
Kaql1)/(0.02))*gmin_polar+Kaql1-(((Kaql2-
Kaql1)/(0.02))*0.03);
    end
    if gmin_polar>0.05
        Kaq_10=-0.6928*(alfa_sapata^4) +
1.7308*(alfa_sapata^3) - 1.7562*(alfa_sapata^2) +
1.5611*(alfa_sapata^1) - 0.0751;
    end

    % Kaq = 1.5
    if gmin_polar>=0.0 && gmin_polar<0.01
        Kaql1= 0.693*(alfa_sapata^2) -
0.048*(alfa_sapata^1) + 0.03 ;
        Kaql2= -1.13739*(alfa_sapata^4) +
2.91436*(alfa_sapata^3) - 2.34254*(alfa_sapata^2) +
1.35278*(alfa_sapata^1) - 0.11557 ;
        Kaq_15=((Kaql2-
Kaql1)/(0.01))*gmin_polar+Kaql1-(((Kaql2-
Kaql1)/(0.01))*0.00);
    end

    if gmin_polar>=0.01 && gmin_polar<0.03
        Kaql1= -1.13739*(alfa_sapata^4) +
2.91436*(alfa_sapata^3) - 2.34254*(alfa_sapata^2) +
1.35278*(alfa_sapata^1) - 0.11557 ;
        Kaql2= -0.90397*(alfa_sapata^4) +
1.826*(alfa_sapata^3) - 1.02044*(alfa_sapata^2) +
0.68512*(alfa_sapata^1) + 0.08477 ;
        Kaq_15=((Kaql2-
Kaql1)/(0.02))*gmin_polar+Kaql1-(((Kaql2-
Kaql1)/(0.02))*0.01);
    end
    if gmin_polar>=0.03 && gmin_polar<0.05
        Kaql1= -0.90397*(alfa_sapata^4) +
1.826*(alfa_sapata^3) - 1.02044*(alfa_sapata^2) +
0.68512*(alfa_sapata^1) + 0.08477;

```

```

        Kaq12= -0.98288*(alfa_sapata^4) +
        2.52584*(alfa_sapata^3) - 2.53926*(alfa_sapata^2) +
        1.73081*(alfa_sapata^1)- 0.06064;
        Kaq_15=((Kaql2-
        Kaql1)/(0.02))*gmin_polar+Kaql1-(((Kaql2-
        Kaql1)/(0.02))*0.03);
    end
    if gmin_polar>0.05
        Kaq_15=-0.98288*(alfa_sapata^4) +
        2.52584*(alfa_sapata^3) - 2.53926*(alfa_sapata^2) +
        1.73081*(alfa_sapata^1)- 0.06064;
    end
    Kaq_search=(Kaql_15-
    Kaql_10)*(1/0.5)*gmax_gmin+Kaql_10-(((Kaql_15-
    Kaql_10))*(1/0.5)*1.0);

end

%
_____

%
_____
%Rotina para cálculo com relação de entreferros
gmax_gmin de 1.5 a 2.5

if gmax_gmin>=1.5 && gmax_gmin<=2.5
%Kaq 1.5

    if gmin_polar>=0.0 && gmin_polar<0.01
        Kaql1= 0.693*(alfa_sapata^2) -
        0.048*(alfa_sapata^1) + 0.03 ;
        Kaql2= -1.13739*(alfa_sapata^4) +
        2.91436*(alfa_sapata^3) - 2.34254*(alfa_sapata^2) +
        1.35278*(alfa_sapata^1) - 0.11557 ;
        Kaq_15=((Kaql2-
        Kaql1)/(0.01))*gmin_polar+Kaql1-(((Kaql2-
        Kaql1)/(0.01))*0.00);
    end

    if gmin_polar>=0.01 && gmin_polar<0.03

```

```

        Kaq11= -1.13739*(alfa_sapata^4) +
        2.91436*(alfa_sapata^3) - 2.34254*(alfa_sapata^2) +
        1.35278*(alfa_sapata^1) - 0.11557 ;
        Kaq12= -0.90397*(alfa_sapata^4) +
        1.826*(alfa_sapata^3) - 1.02044*(alfa_sapata^2) +
        0.68512*(alfa_sapata^1) + 0.08477 ;
        Kaq_15=( (Kaq12-
Kaq11)/(0.02))*gmin_polar+Kaq11-(( (Kaq12-
Kaq11)/(0.02))*0.01);
    end
    if gmin_polar>=0.03 && gmin_polar<0.05
        Kaq11= -0.90397*(alfa_sapata^4) +
        1.826*(alfa_sapata^3) - 1.02044*(alfa_sapata^2) +
        0.68512*(alfa_sapata^1) + 0.08477;
        Kaq12= -0.98288*(alfa_sapata^4) +
        2.52584*(alfa_sapata^3) - 2.53926*(alfa_sapata^2) +
        1.73081*(alfa_sapata^1)- 0.06064;
        Kaq_15=( (Kaq12-
Kaq11)/(0.02))*gmin_polar+Kaq11-(( (Kaq12-
Kaq11)/(0.02))*0.03);
    end
    if gmin_polar>0.05
        Kaq_15=-0.98288*(alfa_sapata^4) +
        2.52584*(alfa_sapata^3) - 2.53926*(alfa_sapata^2) +
        1.73081*(alfa_sapata^1)- 0.06064;
    end

% Kaq 2.5
    if gmin_polar>=0.0 && gmin_polar<0.01
        Kaq11= -1.00869*(alfa_sapata^4) +
        2.81014*(alfa_sapata^3) - 2.26003*(alfa_sapata^2) +
        1.21071*(alfa_sapata^1) - 0.15476;
        Kaq12= -1.31711*(alfa_sapata^4) +
        3.41097*(alfa_sapata^3) - 2.89568*(alfa_sapata^2) +
        1.53633*(alfa_sapata^1) - 0.1368;
        Kaq_25=( (Kaq12-
Kaq11)/(0.01))*gmin_polar+Kaq11-(( (Kaq12-
Kaq11)/(0.01))*0.00);
    end

```



```

    if gmin_polar>=0.01 && gmin_polar<0.03
        Kaq11 = -1.31711*(alfa_sapata^4) +
        3.41097*(alfa_sapata^3) - 2.89568*(alfa_sapata^2) +
        1.53633*(alfa_sapata^1) - 0.1368 ;
        Kaq12 = -2.00473*(alfa_sapata^4) +
        4.74313*(alfa_sapata^3) - 3.95306*(alfa_sapata^2) +
        1.90248*(alfa_sapata^1) - 0.08955 ;
        Kaq_25=((Kaq12-
        Kaq11)/(0.02))*gmin_polar+Kaq11-(((Kaq12-
        Kaq11)/(0.02))*0.01);
    end
    if gmin_polar>=0.03 && gmin_polar<0.05
        Kaq11= -2.00473*(alfa_sapata^4) +
        4.74313*(alfa_sapata^3) - 3.95306*(alfa_sapata^2) +
        1.90248*(alfa_sapata^1) - 0.08955;
        Kaq12 = -0.5386*(alfa_sapata^4) +
        0.60272*(alfa_sapata^3) + 0.39332*(alfa_sapata^2) -
        0.25577*(alfa_sapata^1) + 0.39839 ;
        Kaq_25=((Kaq12-
        Kaq11)/(0.02))*gmin_polar+Kaq11-(((Kaq12-
        Kaq11)/(0.02))*0.03);
    end
    if gmin_polar>0.05
        Kaq_25= -0.5386*(alfa_sapata^4) +
        0.60272*(alfa_sapata^3) + 0.39332*(alfa_sapata^2) -
        0.25577*(alfa_sapata^1) + 0.39839;
    end

    Kaq_search=(Kaq_25-Kaq_15)*gmax_gmin+Kaq_15-
    (((Kaq_25-Kaq_15))*1.5);
end

% _____

if gmax_gmin>2.5
    Kaq_search=0;
end

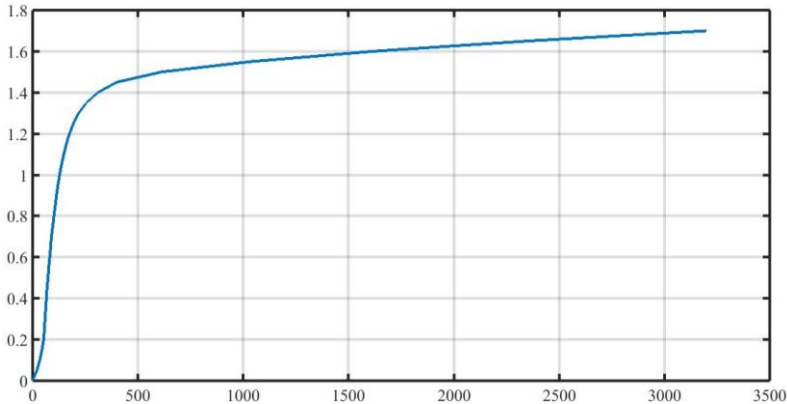
end

```

APÊNDICE G: Pontos da curva BxH

B	H	B	H	B	H
0	0	0,85	107	1,7	3199
0,05	19,9	0,9	113,4	1,75	4181,8
0,1	34	0,95	119,8	1,8	5331,7
0,15	44,4	1	128,1	1,85	6684,5
0,2	52,5	1,05	137,3	1,9	7957,7
0,25	55,7	1,1	148	1,95	9595,4
0,3	58,9	1,15	159,9	2	12133,1
0,35	62,1	1,2	175,1	2,05	15270
0,4	65,3	1,25	193,8	2,1	19599,8
0,45	68,4	1,3	218,8	2,15	26485,6
0,5	73,2	1,35	255	2,2	39788,5
0,55	76,4	1,4	309,6	2,25	79577
0,6	81,2	1,45	398,7	2,3	119365,5
0,65	85,7	1,5	612,7	2,35	159154
0,7	89,1	1,55	1034,5	2,4	198942,5
0,75	95,5	1,6	1615,4	2,45	238731
0,8	101,1	1,65	2347,5	2,5	278519,5

Figura G.1 – Curva BxH



APÊNDICE H: SAÍDA DE DADOS DA METODOLOGIA DE CÁLCULO PARA DADOS DE PROJETO.

Dados da Máquina

Potência: 5 kVA

Tensão Nominal: 127/220

Corrente Nominal: 13.122

FP: 0.8 Ligação: Estrela Frequência: 60hz

Categoria de Trabalho: H

Curva de Magnetização a Vazio

Vfase	Vlinha	I _{cmp}	B _{ent}	B _{dnt}	B _{ys}	B _{dr}	B _{sp}	B _{cp}	B _{cr}
10,01	17,33	0,19	0,04	0,09	0,07	0,01	0,04	0,07	0,04
20,01	34,66	0,38	0,08	0,17	0,14	0,02	0,07	0,14	0,07
30,02	51,99	0,56	0,12	0,26	0,21	0,03	0,11	0,21	0,11
40,00	69,28	0,73	0,16	0,34	0,28	0,04	0,14	0,28	0,15
50,01	86,62	0,91	0,20	0,43	0,34	0,05	0,18	0,35	0,18
60,01	103,95	1,09	0,24	0,52	0,41	0,06	0,21	0,42	0,22
70,02	121,28	1,27	0,28	0,60	0,48	0,07	0,25	0,50	0,26
80,00	138,57	1,44	0,32	0,69	0,55	0,08	0,28	0,57	0,29
90,01	155,90	1,62	0,36	0,78	0,62	0,10	0,32	0,64	0,33
100,01	173,23	1,80	0,40	0,86	0,69	0,11	0,36	0,71	0,37
110,02	190,56	1,97	0,44	0,95	0,76	0,12	0,39	0,78	0,40
120,00	207,85	2,15	0,48	1,03	0,83	0,13	0,43	0,85	0,44
127,04	220,03	2,28	0,51	1,10	0,88	0,13	0,45	0,90	0,47
130,01	225,18	2,33	0,52	1,12	0,90	0,14	0,46	0,92	0,48
140,02	242,51	2,51	0,57	1,21	0,97	0,15	0,50	0,99	0,51
150,02	259,85	2,68	0,61	1,29	1,03	0,16	0,53	1,06	0,55
160,00	277,13	2,86	0,65	1,38	1,10	0,17	0,57	1,13	0,59
170,01	294,47	3,05	0,69	1,47	1,17	0,18	0,60	1,20	0,62
180,02	311,80	3,26	0,73	1,55	1,24	0,19	0,64	1,27	0,66
190,02	329,13	3,48	0,77	1,64	1,31	0,20	0,68	1,34	0,70
200,00	346,42	3,73	0,81	1,72	1,38	0,21	0,71	1,42	0,74
210,01	363,75	4,02	0,85	1,81	1,45	0,22	0,75	1,49	0,77
220,02	381,08	4,41	0,89	1,90	1,52	0,23	0,78	1,56	0,81
230,02	398,41	4,95	0,93	1,98	1,59	0,24	0,82	1,63	0,85
240,01	415,70	5,67	0,97	2,07	1,65	0,25	0,86	1,71	0,89

Legenda

Vfase: Tensão de fase [V]

Vlinha: Tensão de linha [V]

I_cmp: Corrente de campo [A]

B_ent: Indução no entreferro [T]

B_dnt: Indução no dente do estator (com a menor largura) [T]

B_ys: Indução Média na coroa do estator [T]

B_dr: Indução Média no dente do rotor [T]

B_sp: Indução Média na sapata polar [T]

B_cp: Indução Média no corpo do polo [T]

B_cr: Indução Média na Coroa do rotor [T]

Vfase	FMM ent	FMM dnt	FMM ys	FMM dr	FMM sp	FMM cp	FMM cr	KS
10,01	34,69	0,31	3,41	0,02	0,26	0,89	0,51	0,099
20,01	69,38	0,51	5,65	0,05	0,47	1,47	0,93	0,083
30,02	104,07	0,61	7,12	0,07	0,64	1,84	1,27	0,071
40,00	138,68	0,68	7,70	0,10	0,77	1,99	1,53	0,059
50,01	173,37	0,74	8,30	0,12	0,88	2,15	1,75	0,051
60,01	208,06	0,80	8,91	0,14	0,96	2,31	1,88	0,046
70,02	242,75	0,87	9,65	0,16	1,00	2,51	1,97	0,043
80,00	277,35	0,94	10,31	0,17	1,04	2,69	2,05	0,040
90,01	312,04	1,03	11,10	0,19	1,08	2,91	2,13	0,038
100,01	346,73	1,13	11,64	0,20	1,12	3,11	2,21	0,036
110,02	381,42	1,23	12,38	0,22	1,17	3,40	2,29	0,035
120,00	416,03	1,36	12,91	0,23	1,21	3,69	2,37	0,034
127,04	440,41	1,47	13,19	0,24	1,23	3,91	2,45	0,033
130,01	450,72	1,53	13,28	0,24	1,25	4,00	2,49	0,033
140,02	485,41	1,75	13,47	0,26	1,31	4,36	2,59	0,032
150,02	520,10	2,09	13,62	0,27	1,36	4,82	2,68	0,032
160,00	554,70	2,77	13,62	0,28	1,41	5,36	2,80	0,033
170,01	589,39	4,90	13,53	0,29	1,47	6,07	2,92	0,036
180,02	624,08	10,27	13,46	0,30	1,53	7,09	3,03	0,044
190,02	658,78	18,91	13,65	0,31	1,57	8,66	3,11	0,057
200,00	693,38	30,35	14,59	0,31	1,63	11,65	3,28	0,076
210,01	728,07	44,77	16,84	0,32	1,71	19,27	3,43	0,105
220,02	762,76	63,18	27,17	0,32	1,79	39,46	3,58	0,157
230,02	797,45	93,40	45,28	0,33	1,86	72,07	3,74	0,241
240,01	832,06	148,0	68,85	0,33	1,94	114,9	3,91	0,362

Legenda

Vfase: Tensão de fase [V]
 FMM_ent: FMM no entreferro [A]
 FMM_dnt: FMM no dente do estator [A]
 FMM_ys: FMM na coroa do estator [A]
 FMM_dr: FMM no dente do rotor [A]
 FMM_sp: FMM na sapata polar [A]
 FMM_cp: FMM no corpo do polo [A]
 FMM_cr: FMM na Coroa do rotor [A]
 KS: Fator de Saturação

Valores Nominiais de Tensão

Vfase	Vlinha	I_cmp	THD (100)
127.036792	220.034328	2.275447	1.480280

Reatâncias não saturadas [Ω]

Reatância Magnetizante de Eixo Direto (X_{md}): 7.841538

Reatância Magnetizante de Eixo Quadratura (X_{mq}): 3.362278

Reatância de Dispersão (X_{ls}): 0.321898

Reatância de Eixo Direto ($X_d = X_{md} + X_{ls}$): 8.163436

Reatância de Eixo Quadratura ($X_q = X_{mq} + X_{ls}$): 3.684176

Resistência do Enrolamento do Estator por fase em Regime de Trabalho:
 0.3797

Reatância de Potier 1: 0.422290

Reatância de Potier 2: 3.252093

Reatância Transitória de Eixo Direto (X_d'): 4.952700

**APÊNDICE I: Saída de Dados da Metodologia de Cálculo com
diminuição do entreferro nominal em 10%**

Dados da Máquina

Potência: 5 kVA

Tensão Nominal: 127/220

Corrente Nominal: 13.122

FP: 0.8 Ligação: Estrela Frequência: 60hz

Categoria de Trabalho: H

Curva de Magnetização a Vazio

Vfase	Vlinha	I_cmp	B_ent	B_dnt	B_ys	B_dr	B_sp	B_cp	B_cr
10,00	17,32	0,17	0,04	0,09	0,07	0,01	0,04	0,07	0,04
20,00	34,64	0,34	0,08	0,17	0,14	0,02	0,07	0,14	0,07
30,00	51,96	0,51	0,12	0,26	0,21	0,03	0,11	0,21	0,11
40,00	69,28	0,67	0,17	0,34	0,28	0,04	0,14	0,28	0,15
50,00	86,60	0,83	0,21	0,43	0,34	0,05	0,18	0,35	0,18
60,00	103,92	0,99	0,25	0,52	0,41	0,06	0,21	0,42	0,22
70,00	121,25	1,15	0,29	0,60	0,48	0,07	0,25	0,49	0,26
80,00	138,57	1,32	0,33	0,69	0,55	0,08	0,28	0,56	0,29
90,00	155,89	1,48	0,37	0,78	0,62	0,10	0,32	0,63	0,33
100,00	173,21	1,64	0,41	0,86	0,69	0,11	0,36	0,71	0,37
110,00	190,53	1,80	0,45	0,95	0,76	0,12	0,39	0,78	0,40
120,00	207,85	1,96	0,50	1,03	0,83	0,13	0,43	0,85	0,44
127,02	220,01	2,07	0,52	1,10	0,88	0,13	0,45	0,90	0,47
130,00	225,17	2,12	0,54	1,12	0,90	0,14	0,46	0,92	0,48
140,00	242,49	2,28	0,58	1,21	0,97	0,15	0,50	0,99	0,51
150,00	259,81	2,45	0,62	1,29	1,03	0,16	0,53	1,06	0,55
160,00	277,13	2,61	0,66	1,38	1,10	0,17	0,57	1,13	0,59
170,00	294,45	2,78	0,70	1,47	1,17	0,18	0,60	1,20	0,62
180,00	311,77	2,97	0,74	1,55	1,24	0,19	0,64	1,27	0,66
190,00	329,09	3,18	0,78	1,64	1,31	0,20	0,68	1,34	0,70
200,00	346,42	3,41	0,83	1,72	1,38	0,21	0,71	1,41	0,73
210,00	363,74	3,69	0,87	1,81	1,45	0,22	0,75	1,48	0,77
220,00	381,06	4,06	0,91	1,90	1,52	0,23	0,78	1,56	0,81
230,00	398,38	4,58	0,95	1,98	1,59	0,24	0,82	1,63	0,85
240,00	415,70	5,28	0,99	2,07	1,65	0,25	0,86	1,70	0,89

Legenda:

Vfase: Tensão de fase [V]

Vlinha: Tensão de linha [V]

I_cmp: Corrente de campo [A]

B_ent: Indução no entreferro [T]

B_dnt: Indução no dente do estator (com a menor largura) [T]

B_ys: Indução Média na coroa do estator [T]

B_dr: Indução Média no dente do rotor [T]

B_sp: Indução Média na sapata polar [T]

B_cp: Indução Média no corpo do polo [T]

B_cr: Indução Média na Coroa do rotor [T]

Vfase	FMM ent	FMM dnt	FMM ys	FMM dr	FMM sp	FMM cp	FMM cr	KS
10,00	31,51	0,31	3,41	0,02	0,25	0,89	0,51	0,109
20,00	63,03	0,51	5,64	0,05	0,47	1,47	0,92	0,092
30,00	94,54	0,61	7,11	0,07	0,64	1,84	1,26	0,078
40,00	126,06	0,68	7,70	0,10	0,77	2,00	1,52	0,065
50,00	157,57	0,74	8,30	0,12	0,88	2,15	1,73	0,057
60,00	189,09	0,80	8,91	0,14	0,96	2,31	1,87	0,051
70,00	220,60	0,87	9,65	0,16	1,00	2,51	1,95	0,047
80,00	252,12	0,94	10,31	0,17	1,04	2,69	2,04	0,044
90,00	283,63	1,03	11,10	0,19	1,08	2,92	2,12	0,042
100,00	315,15	1,13	11,64	0,20	1,12	3,11	2,20	0,040
110,00	346,66	1,23	12,38	0,22	1,16	3,41	2,28	0,039
120,00	378,18	1,36	12,91	0,23	1,20	3,69	2,36	0,037
127,02	400,31	1,47	13,19	0,24	1,23	3,91	2,43	0,037
130,00	409,69	1,53	13,28	0,24	1,25	4,00	2,47	0,036
140,00	441,21	1,75	13,47	0,26	1,31	4,36	2,58	0,036
150,00	472,72	2,09	13,62	0,27	1,36	4,81	2,66	0,035
160,00	504,24	2,77	13,62	0,28	1,41	5,36	2,78	0,036
170,00	535,75	4,90	13,53	0,29	1,47	6,05	2,90	0,039
180,00	567,27	10,26	13,46	0,30	1,53	7,06	3,01	0,048
190,00	598,78	18,89	13,65	0,31	1,57	8,60	3,10	0,063
200,00	630,29	30,35	14,59	0,31	1,63	11,48	3,25	0,084
210,00	661,81	44,76	16,84	0,32	1,71	18,80	3,41	0,114
220,00	693,32	63,15	27,15	0,32	1,78	38,06	3,56	0,171
230,00	724,84	93,32	45,25	0,33	1,86	70,28	3,71	0,262
240,00	756,35	148,00	68,85	0,33	1,94	112,51	3,89	0,396

Legenda

Vfase: Tensão de fase [V]
 FMM_ent: FMM no entreferro [A]
 FMM_dnt: FMM no dente do estator [A]
 FMM_ys: FMM na coroa do estator [A]
 FMM_dr: FMM no dente do rotor [A]
 FMM_sp: FMM na sapata polar [A]
 FMM_cp: FMM no corpo do polo [A]
 FMM_cr: FMM na Coroa do rotor [A]
 KS: Fator de Saturação

Valores Nominais de Tensão

Vfase	Vlinha	I_cmp	THD (100)
127.024	220.012	2.075	1.455315

Reatâncias não saturadas [Ω]
 Reatância Magnetizante de Eixo Direto (X_{md}): 8.410994
 Reatância Magnetizante de Eixo Quadratura (X_{mq}): 3.521335
 Reatância de Dispersão (X_{ls}): 0.341860
 Reatância de Eixo Direto ($X_d = X_{md} + X_{ls}$): 8.752854
 Reatância de Eixo Quadratura ($X_q = X_{mq} + X_{ls}$): 3.863195
 Resistência do Enrolamento do Estator por fase em Regime de Trabalho:
 0.379722
 Reatância de Potier 1: 0.444766
 Reatância de Potier 2: 3.467909
 Reatância Transitória de Eixo Direto (X_d'): 5.283955